

ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE PUBLICATION

JOURNAL OF TECHNOLOGY



OPU

Revue Scientifique de l'ENP

1988

N°5

1, Place Centrale de Ben Aknoun (Alger)



ECOLE NATIONALE POLYTECHNIQUE PUBLICATION

JOURNAL OF TECHNOLOGY



OPU

Revue Scientifique de l'ENP

1988 5

1, Place Centrale de Ben Aknoun (Alger)

⊕ OFFICE DES PUBLICATIONS UNIVERSITAIRES; 05 -88

Codification : 4 · 02 · 2946

* TABLE DES MATIERES *

	pages
Comments on the ward Smith's paper M. BENTRICIA	01 - 16
Distribution des vitesses d'un film en chute libre sur un cylindre horizontal en voisinage de la ligne de stagnation Z.L. AIDOUN	17 - 31
Mélangeur micro-ondes en bande x pour la T.V.D.S M.C.E. YAGOUB, K. GRABOWSKI, R. AKSAS	32 - 48
Simulation sur ordinateur d'un distillateur solaire statique et dynamique Comparaison avec les modèles expérimentaux réalisés L. HAMAMI, Y. FLAMANT	49 - 70
Commande reversible des moteurs a courant continu par logique de basculement A. MAAZI, R. TAHMI, N. SELLI	71 - 89
Dimensionnement optimal en phase élastique d'une poutre en béton précontraint S. LAKEHAL, G.Y. FARKAS	90 - 103
Influence du deuxième mode en vibration sur le comportement sismique des structures rigides sur sol meuble élastique Z. DJILLALI-BERKANE, P. BONNEVILLE	104 - 118
Etude analytique d'un nouveau brut algérien de zarzaitine par diverses méthodes physiques d'analyse S.E. CHITOUR, W. YAICI, B. BOUYOUCF, F. AZZOUZ, D. DOUCHANOV	119 - 145
Contribution à l'étude analytique d'un pétrole brut algérien par diverses méthodes analytiques S.E. CHITOUR, W. YAICI, H. MOGHRAÏI	146 - 165
Sur un réseau fermé de files d'attente modélisant le fonctionnement d'un système informatique en régime de multiprogrammation A. AISSANI	166 - 184

COMMENTS ON THE WARD SMITH'S PAPER

M. BENTRACIA, PHD

Département de Génie-Mécanique
Institut National d'Enseignement Supérieur
B A T N A

المخلص:

هذا الموضوع يعرض بعض التعليقات حول بحث عنوان (تأثير العوامل الايروديناميكية و البيوميكانيكية علي اداء عملية القفز الطويل). في البداية تم تلخيص البحث ثم قدمت بعض المعلومات حول مفهوم مقاومة السوائل او بالآخرى القوة المعرقله للجسام عند تحركها داخل مثل هذه الاوساط وهذه القوة هي العامل الجديد في المسألة. كما اعطيت ايضا بعض التفاصيل حول المعدلات (2)، (3)، (4) لانها تمثل القاعدة التي بني عليها حل المسألة. ثم بعد ذلك ذكرت بعض الالعب الرياضية الاخرى التي يمكن ان تطبق عليها طريقة الكاتب مع بعض التعديلات المناسبة لدراسة تأثير العوامل السابقة الذكر. و أخيرا دونت عدة تعليقات و ملاحظات حول بعض الفروض التي اوردها الكاتب لاشتقاق المعدلات المختلفة و استعمال بعض المعاملات الهامة.

Résumé Nous avons enrichi l'article de Monsieur Ward Smith, intitulé "Influence des facteurs aérodynamiques et biomécaniques sur la performance du saut en longueur", les équations (2), (3), (4) qui forment la base du problème y sont développées.

Nous avons commenté et expliqué brièvement la notion de force représentée par la traînée d'un objet dans un fluide (élément nouveau introduit dans le système d'équations précédentes).

En second lieu, on note l'étude d'exemples d'applications en utilisant l'approche de l'auteur et enfin la présentation de quelques commentaires et quelques remarques concernant certaines hypothèses supposées par l'auteur dans l'utilisation des équations et coefficients.

Abstract: This work presents some comments about W. Smith's paper "The influence of Aerodynamic and Biomedical factors on long jump performance". First, the paper is summarized and the equations (2), (5) & (4) which form the basis of the problem are developed. Since the only new component in the previous system of equations in the drag force, some necessary discussion is devoted to its concept.

Secondly, few applications of the author's approach are mentioned to generalize his study. Finally, several comments are presented about some assumptions which the author introduced in the derivation of different equations and the use of important coefficients.

N O M E N C L A T U R E

- C_d : Drag coefficient
 D : Aerodynamic drag
 G : Acceleration due to gravity
 H : Vertical displacement of the centre of mass
 K : Drag parameter
 L : Total length of long-jump
 l : Airborne distance over which centre of mass travels during the long jump
 l_o : The distance l under conditions of zero air resistance
 m : Mass of long jumper
 S : Reference area
 s : Distance measured along curved path of trajectory
 t : Time
 u : Horizontal velocity component
 V : Total velocity of long jumper
 v : Vertical velocity component
 x : Horizontal coordinate
 y : Vertical coordinate, positive upwards
 ρ : Air density
 θ : Angle of elevation of trajectory relative to horizontal.

SUFFIX.

- o : Conditions of time $t=0$, the take-off.

1. INTRODUCTION.

During the last decade, many studies were devoted to analyse different popular sports like swimming, jumping, skiing, ...

The objective of research in this area is to find out the essential parameters which affect the performance of the athletes. To obtain more reliable and accurate results, advanced techniques of computation and photographing were applied. The outcome of the investigation shows that the factors influencing the athletes performance can be divided in two categories: the first one includes the biomedical factors (i.e. body & hight, configuration of the body during the different phases of the motion, ...). The second type consist of the fluid dynamics factors (i.e. Drag force, pressure distribution, stability condition, ...). This manuscript presents some comments about the Smith's paper which takes into account the effect of the drag force on the performance of a long jump in his analysis. Actually, in a real fluid, the drag of a body is not zero for two main reasons. First, there are tangential shearing stresses on the surface. These shearing forces contribute a drag, generally know as skin friction. Secondly, if the body is not streamlined, there will be separation in most of the cases and the pressure is lower at the rear than at the front. This difference of pressure gives rise to a drag generally knows as form drag. The two precedent drags oppose together the motion of the athlete and introduce a considerable reduction in his performance.

2. SUMMARY OF THE PAPER.

In this paragraph, I summarized the author's paper (including rewriting of equations (1), ... equation (12b) to enable readers who can get the precedent paper to follow my analysis. The author divided the jumped distance into three components: (L_a), (L) & (L_b) as it is illustrated in (Fig.1), and the tried to analyse the second component (L) which corresponde to the aerial phase of thje jump; therefore the aerodynamic drag has to be considered. As in many probleme, it is more convient to follow the motion of the centre of mass 'C.G' and apply the second Newton law to it:

$$m\vec{a} = \sum \vec{F}$$

where: \vec{a} = acceleration

$\sum \vec{F}$ = all external forces including the aerodynamic drag therefore:

$$m d\vec{v}/dt = -m\vec{g} - \vec{D} \quad (1)$$

$$D = 1/2) \rho v^2 SC_D \quad (2)$$

See section (3) for details

In cartesian coordinates the equation (1) becomes:

$$d^2x/dt^2 = -KV^2 \cos \theta \quad (3)$$

$$d^2y/dt^2 = -KV^2 \sin \theta \quad (4)$$

Where: $K = (\rho SC_D/2m)$

In equation (2) the air resistance is assumed proportional to ' v^2 ', this assumption is prefered from the pratical point of view but it gives a set of equations (3) & (4) which does not lend itself easily to mathematical treatment; therefore another assumption is made about the curvilinear distance (s. is replaced by x.).

At this price, the previous set of equations was solved to

give: (see /3/).

$$y = x(v_0/u_0 + g/2ku_0^2) + (g/4ku_0^2)(1 - \exp(2kx)) \quad (5)$$

Now to get the expression of the aerial phase "1" which corresponds to $(x, y=0)$, the equation (5) has to be solved for $y = 0$. However the equation is still complicated, therefore the author only used its following expanded form:

$$y = x \cdot \tan \theta_0 - (g/2u_0^2) \cdot x^2 - (gk/3u_0^2) \cdot x^3 - \dots$$

$$y = a \cdot x^3 + b \cdot x^2 + c \cdot x \quad (6)$$

See section (3) for the derivation of this solution.

For $(y = 0)$, the equation (6) reduces to:

$$a \cdot x^2 + b \cdot x + c = 0 \quad (7)$$

Now without air resistance ($k = 0$, therefore: $a = 0$).

The equation (7) gives:

$$x = l_0 = -c/b \quad (8)$$

With air resistance the equation (7) gives:

$$1 = -c/b - ac^2/b^3 \quad (9)$$

Therefore the influence of the air resistance appears in the extra term $(-ac^2/b^3)$. From the equations (6), (8) & (9) the following equation can be obtained:

$$1 = l_e - (2/3) \cdot k \cdot l_0^2 \quad (10)$$

By using the previous equations, the author tried to study the effects of the air density (ρ), and the vertical displacement of 'C.G' on the aerial component (1). He found by using Eq.(10):

$$\delta l = -(SC_D/3m) \cdot l_0^2 \cdot \delta \rho \quad (11)$$

Which means that any increase in (ρ) leads to a decrease in (1).

Also the vertical and horizontal components of the motion in the vacuum are given respectively by:

$$-h = v_0 \cdot t - (1/2)g \cdot t \quad (12)$$

$l = u_o \cdot t$ which gives $t = (l/u_o)$. By inserting the expression of "t" in (12), we get:

$$l = (u_o \cdot v_o + u_o \cdot (v_o^2 + 2gh)^{1/2})/g \quad (13)$$

$$dl/dh = u_o / (v_o^2 + 2gh)^{1/2} \quad (12a)$$

$$l = (u_o / (v_o^2 + 2gh)^{1/2}) \cdot \delta h \quad (12b)$$

Finally, the author calculated the increment.

" ζl ") resulted from " δl " & " δh " by using some available data.

For the first case, he found ($\delta l = 0.024m.$) for $\delta \rho = 0.23 \text{ kg.m}^{-3}$.

For the second case he obtained ($\delta l = 0.024m.$) for ($\delta h = 0.013m.$) see /2/.

3. DISCUSSION OF THE EQUATIONS: (2), (3) & (4).

a/ The concept of the drag force:

Although the only additional force in this problem is the drag force, the author did not give any details about the drag concept except Eq.(2): therefore it is important to throw some light on this essential force.

When a body is placed in the airflow for example, the body exerts forces on the air and in reaction the air exerts equal and opposed forces on the body. The component of these later forces that acts in the direction of the airflow is known as the drag (see Fig.?).

The drag consists of two components:

- i/ The surface drag: It is due to the presence of the surface which tends to slow down the adjacent layer of the flow and the rate of this slowness depends on the roughness on the surface.
- ii/ The form drag: It depends on the position of the body as

fig.(3a) & Fig.(3b) illustrate and the form drag in the later position is much larger than in the first position (See/4/).

The magnitude of the drag force depends on many factors as we see from Eq.(2) and the athletes can reduce the influence of this opponent force by reducing those factors, their reference surface, speed and density of air).

b/ Derivation of the solution of Eq.s (3) & (4):

It is also important to derive the solution of those Eq.s because they are the basis of the problem. We have:

$$d^2x/dt^2 = -k.V^2 \cdot \cos \theta \quad (3)$$

$$d^2y/dt^2 = -g - k.V^2 \cdot \sin \theta \quad (4)$$

By realizing that: $(dx/dt = V \cos \theta)$ then

$$V = (dx/dt) \cdot \sec \theta \quad (a)$$

Eq.(3) can be written as:

$$\ddot{x}/\dot{x} = -k.V \quad (b)$$

Where: $\dot{x} = dx/dt$ & $d^2x/dt^2 = \ddot{x}$

Also we have: $V = ds/dt = \dot{s}$.

Eq.(b) can be integrated to give:

$$\ln(\dot{x}) = -k \cdot s + \text{const. or}$$

$$\dot{x} = u_0 \cdot \exp(-ks) \quad (c)$$

Where: u_0 = horizontal velocity component at $(s = 0)$.

Now in order to eliminate the time we should go back to the Eq.s of a projectile without air resistance.

$$\text{We have: } x = u_0 \cdot t \quad y = v_0 \cdot t - (1/2)g \cdot t^2$$

From the two previous Eq.s, we get:

$$y = (v_0/u_0).x - (g/2.u_0^2).x^2 \quad (d)$$

This Eq. represents a parabola whose axis is vertical.

Now, if for a moment we take the origin at the vertex of the parabola with (x = horizontal axis); the Eq.(d) reduces to:

$$y = -(g/2u_0^2).x^2 \quad (v_0 = 0)$$

By differentiating the above Eq. twice we get:

$$d^2y/dx^2 = -g/u_0^2 \quad (e)$$

Now in our case where the air resistance is present, the trajectory of the center of gravity is not parabola, but we can consider each point of the path as a point of an "instantaneous parabola" with ($V \cdot \cos \theta$) as (u_0) and Eq.(e)

becomes:

$$d^2y/dx^2 = -(g/(V^2 \cdot \cos^2 \theta)) \quad (f)$$

But from Eq.(a) we got: $V \cdot \cos \theta = \dot{x} = u_0 \cdot \exp(-k \cdot s)$ and Eq.(f) becomes:

$$d^2y/dx^2 = (-g/u_0^2) \cdot \exp(2 \cdot k \cdot s) \quad (g)$$

At this stage the assumption of ($s = x$) was introduced by the author and Eq.(g) becomes:

$$d^2y/dx^2 = -(g/u_0^2) \cdot \exp(2 \cdot k \cdot x) \quad (h)$$

Now we can integrate the above Eq.twice to get:

$$\begin{aligned} dy/dx &= -(g/(2 \cdot k \cdot u_0^2)) \cdot \exp(2 \cdot k \cdot x) + A \\ y &= -(g/(4 \cdot k^2 \cdot u_0^2)) \cdot \exp(2k \cdot x) + A \cdot x + B \end{aligned} \quad (i)$$

To find the constants of integration (A & B) we put:

$$dy/dx = \tan \theta_0 \text{ at } (y = 0), \text{ and we get:}$$

$$A = (g/(2k \cdot u_0^2)) + \tan \theta_0 \text{ \& } B = g/(4k^2 \cdot u_0^2).$$

By inserting the expression of (A & B) in Eq.(i) we get:

$$y = x(v_0/u_0 + g/(2k \cdot u_0^2)) + (g/(4k^2 \cdot u_0^2)) \cdot (1 - \exp(2k \cdot x)) \quad (j)$$

$$\text{With: } v_0/u_0 = \tan \theta_0$$

The above Eq. is identical to Eq.(6) of the paper which is the solution of the system of E (2) (4).

Now by expanding the exponential for small (x) compared with (k) we obtain the equation above Eq.(6) of the paper.

4. SOME APPLICATIONS OF THE AUTHOR'S APPROACH.

This method can be applied to the following sports:

a/ Analysis of jockeys jumping over some barriers in a race of horses. (see Fig.4).

b/ Study of cyclests jumping from small hills (see Fig.5)

In addition to these applications, I think that the approach can be applied to some other sports provided that some improvement should be introduced on that assumption of substituting the curvelinear distance (s) by (x).

5. SOME OF THE INVESTIGATOR'S CRITICS.

a/ The authors claim about the satisfaction of replacing

(s by x) can not be accepted without any proof. And to check how good this assumption is, a numerical solution of the differential Eq.(g) is needed in order to compare this exact solution with the approximate one and see how large the error is.

It is evident that his assumption becomes very poor for such kind of sports where the radius of curvature is large (i.e. high jump, ...).

b/ The author's assumption of $C_D = \text{const}$ at high $Re \#$ needs the specification of the body shape (approximation of the jumper trunk with a rectangular plate, or with a vertical finite cylinder) on one hand, also it requires the perpendicularity of the obstacle to the flow direction on the other hand (see Fig.6). The variation of C_D in terms of $Re \#$

for other different bodies is given in /5/.

However, I think that the shape and inclination of the jumper body during some aerial phases of jumping affect the precedent assumption.

c/ It seems to me that the approximation of the value of 's.c_D' for a jumper by the one corresponding to a cyclist is not very correct and the reason is as follows the body shape of a cyclist is almost constant while he driving,

whereas the one of a jumper is changing at each instant of his flying time because of his limbs motion, see Fig.1. In fact this random motion makes the evaluation of $(s.c_D)$ difficult.

d/ In studying the influence of the vertical displacement 'h' of the C.G on "L", the author used the equation of motion in the vacuum to derive the expression of ' L ' = $f(s.c_n)$.

And I think this derivation is not correct because of neglecting the air resistance.

e/ By taking a look at Eq.(10), we see that: $l = f(l_0, k)$.
But: $l = f(g, u_0, v_0, h)$, & $k = f(g, s.c_D, m)$.
The complete study of the aerial phase of jumping needs the investigation of the above factors; however the author studied only the effects of ' g ' & 'h'.

f/ The author did not explain in some detail the drag force although it is the only new and additional force in the problem.

g/ The title of the paper is: "the influence of aerodynamic and biomechanical factors on long jump", but the author did not study the later factors.
However, the author has good approach in illustrating the difference between " l_0 " & 'L' and he succeeded in avoiding the mathematical complexity which characterizes many papers.

6. CONCLUSION.

The author overlooked the investigation of biomedical factors which are mentioned in the title of the paper and he gave no reason for his action. Also, it would be more beneficial if he threw some light on the grad force since it was the only new component in the problem.

Concerning the author's assumption (i.e. replacing the curvilinear coordinate s by the linear one x , using the equation of motion in vacuum to derive the expression of

$i=f(h)$ despite the presence of the air resistance,...) they are not justified with strong arguments. In fact, some cases these assumptions become very poor. The author's assumption of $C_D = \text{const}$ at high Re^* , which is most probably based on his approximation of the Jumper trunk with a vertical rectangular plate, does not look strong because of the following reasons:

a/ The jumper trunk is not perpendicular to the flow direction (air) during the entire aerial phase of jumping.

b/ In addition to the trunk, the head and the limbs of the jumper should be considered in the approximation of the body shape.

Finally, I think the author succeeded in choosing an approach

which almost included no mathematical complexity and confusion. Furthermore, it can be applied to other kinds of sports with some simple modifications (i.e. choosing the appropriate C_D , ...).

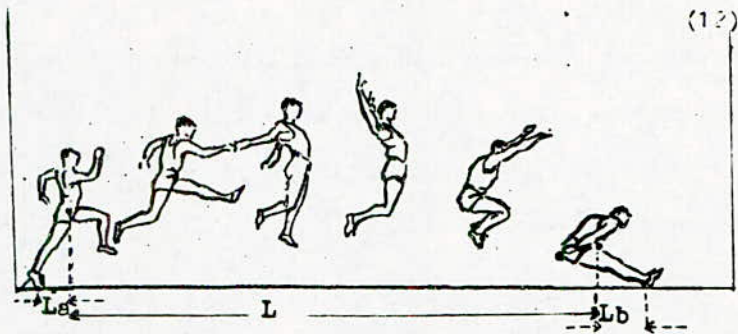


Fig. 1 Contributions to the length of a hang-style long jump

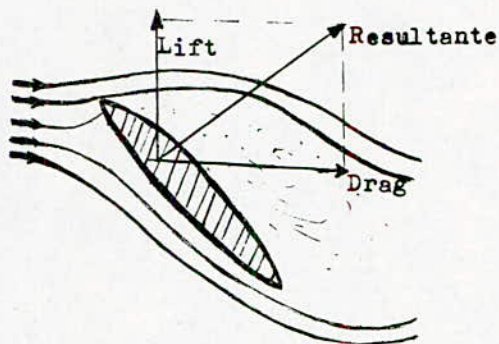


Fig. 2 Aerodynamic forces acting on an airfoil for an angle of attack $\neq 0$

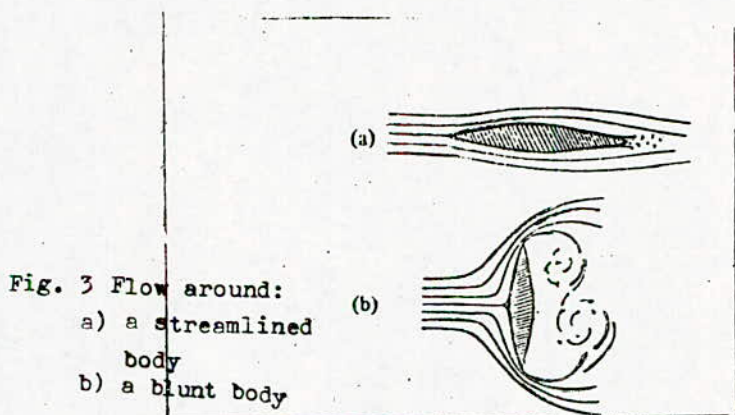


Fig. 3 Flow around:
a) a streamlined body
b) a blunt body

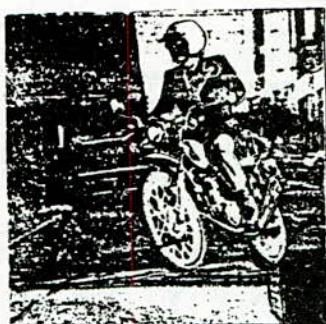


Fig. 5 Jumping of a cyclist
from a small hill



Fig. 4 Jumping of a jockey over a barrier

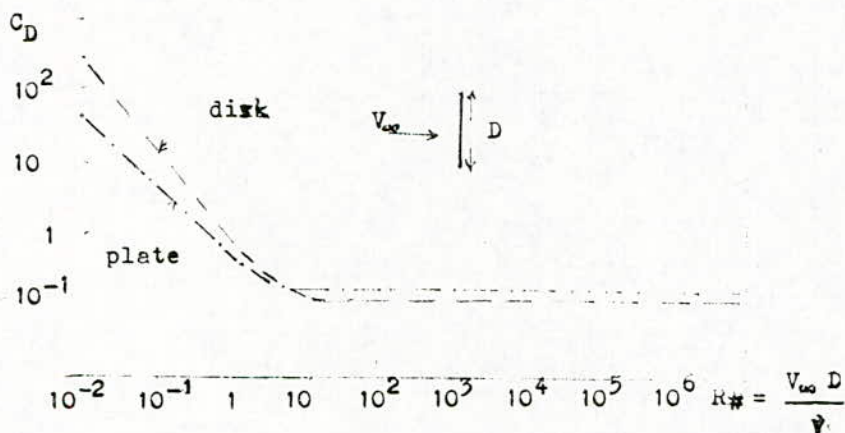


Fig. 6 Drag coefficient for : a) rectangular plate
b) circular disk.

*** B I B L I O G R A P H Y ***

- 1/ **V.L. STREETER & E.B. WYLIE,**
"Fluid Mechanics"
Mc Graw-Hill book Company, New-York, 1975.
- 2/ **A.J. WARD-SMITH,**
"The influence of aerodynamic and biomechanical factors on
long jump performance"
J. Biomechanics, vol.16, N.8, pp 655-658, 1983.
- 3/ **H. LAMB,**
"Dynamics"
Cambridge University Press, C bridge 1923.
- 4/ **W. LI & S. LAM,**
"Principales of fluid mechanics"
Addison Wesley Publishing Company, Reading, Massachusetts
1976.
- 5/ **R. COMOLET,**
"Mécanique expérimentale des fluides"
Masson, Paris, 1976.

**DISTRIBUTION DES VITESSES D'UN FILM EN CHUTE
LIPRE SUR UN CYLINDRE HORIZONTAL EN
VOISINAGE DE LA LIGNE DE STAGNATION**

Z.L. AIDOUN

Département de Génie-Mécanique
Ecole Nationale Polytechnique

الملخص:

عندما ينتقل السائل من يمين السائل من انبوب
الي اخر ضمن المكشف فإن الكمية التي تسقط عليي
على الانبوب ذي الترتيب تكون من الكبير ان تمثل صرقا عن طريق
العلم، المتوقع من طرف نوسلت .
ان مظفرة السائل المكونة على هذا النحو تنتشر
على الانبوب في صورة فيلم رقيق، اما انسياب هذا العلم
(توزيع السرعات و السمك) فقد تمت دراسة بالاعتماد على
مياد علىء نظرية الطيقة الحدية المطبقة على منطقة
تزايد الطيقة اللزجة. كما تم تحديد تغيير السمك
في الاتجاه المحيطي.

Résumé:

Lorsque le condensat draine de tube en tube dans un
condenseur, la quantité tombant sur le $n^{1\text{ème}}$ tube est
suffisamment grande pour approcher le drainage par film dû à
Nusselt.

Le jet du liquide ainsi constitué se répand de part et
d'autre du tube en un film mince. L'écoulement de ce film
(la distribution des vitesses et l'épaisseur) est étudiée en
faisant appel aux notions de la théorie de la couche limite
appliquées sur la région de croissance de la couche limite
appliquées sur la région de croissance de la couche
visqueuse et la variation de l'épaisseur dans le sens
circonférentiel a été déterminée.

Abstract:

A condensate drains from one tube to the next in
a condenser, the amount falling on the n^{th} tube is large
enough to be approximated by the film drainage due to the
Nusselt.

The liquid jet formed spreads on both sides of the tube in a
thin sheet. The film flow (velocity and thickness
distribution) is studied by use of the boundary layer
concept applied to the thickness variation of the film around
the tube is also determined.

1. INTRODUCTION.

Dans le condenseur par surface, la vapeur évolue à l'extérieur d'un faisceau de tubes dans lesquels circule un fluide réfrigérant.

Un film mince de condensat se forme alors sur la paroi extérieure des tubes et par gravité s'écoule le long de la circonférence d'un tube pour tomber sur le tube suivant et ainsi de suite. Sur les premières rangées de tubes, la quantité de condensat est faible mais au fur et à mesure, le condensat s'accumule si bien qu'à une certaine profondeur du condensat d'un tube à celui immédiatement en dessous approche la forme idéale d'un film continu tel qu'il a été supposé par Nusselt (1). Bien sûr le film de Nusselt est continu, stable et non perturbé par des ondes capillaires, ce qui n'est pas tout à fait le cas pour les films de drainage observés dans les condenseurs: ceux-ci sont instables, discontinus et parcourus par les rides. Ainsi il s'agira dans ce qui suit d'idéaliser le phénomène de drainage de façon à pouvoir le quantifier.

2. LE MODELE MATHEMATIQUE.

Il s'agit d'étudier la distribution des vitesses dans le film entourant la paroi extérieure d'un tube de condenseur de façon à pouvoir évaluer l'épaisseur du film. Le but de cette investigation est alors de considérer l'écoulement par gravité d'un film mince de condensat tombant verticalement sur la génératrice supérieure d'un tube horizontal puis s'écoulant de part et d'autre de ce tube. Nusselt a établi une équation unidimensionnelle par ce type d'écoulement mais celle-ci n'est pas applicable lorsque le drainage est élevé.

En effet, dans ce cas les épaisseurs de film mises en jeu sont importantes et il est alors nécessaire de tenir compte dans les équations des termes dus à la convection et à l'inertie. Pour déterminer le champ des vitesses, on suppose que l'écoulement est laminaire, mince et dépourvu de perturbations de façon à pouvoir lui appliquer la théorie des films minces.

3. EQUATIONS DU FILM.

3.1- Cas général:

L'écoulement se fait selon le schéma de la Fig.1.

Les équations contrôlant cet écoulement sont, en coordonnées polaires, pour un écoulement incompressible et stable.

- Continuité:
$$-\frac{\partial}{\partial r}(rv_r) + \frac{\partial}{\partial \varphi}v_\varphi = 0 \quad (1)$$

- Quantité de mouvement:

i/ Selon r:

$$v_r \frac{\partial v_r}{\partial r} + \frac{v_\varphi}{r} \frac{\partial v_r}{\partial \varphi} - \frac{v_\varphi^2}{r} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial p}{\partial r} - g \cos \varphi$$

$$+ \nu \left(\frac{\partial^2 v_r}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial v_r}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 v_r}{\partial \varphi^2} - \frac{2}{r^2} \frac{\partial v_\varphi}{\partial \varphi} - \frac{v_r}{r^2} \right) \quad (2)$$

ii/ Selon φ :

$$v_r \frac{\partial v}{\partial r} + \frac{v_\varphi}{r} \frac{\partial v_\varphi}{\partial \varphi} + \frac{v_r}{r} v_\varphi = -\frac{1}{\rho r} \frac{\partial p}{\partial \varphi} + g \sin \varphi$$

$$+ \nu \left(\frac{\partial^2 v}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial v_\varphi}{\partial r} + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 v}{\partial \varphi^2} + \frac{2}{r^2} \frac{\partial v_r}{\partial \varphi} - \frac{v_\varphi}{r^2} \right) \quad (3)$$

La dissipation visqueuse peut être négligée, ce qui simplifie les équations précédentes. Celles-ci sont écrites sous forme adimensionnelle en introduisant les variables suivantes:

$$r = a_0 + h_0 y'' \quad ; \quad v_r = Vv' \quad ; \quad p = U_0^2 p'$$

$$= \frac{x}{a_0} = x' \quad ; \quad v = U_0 u' \quad (4)$$

où: h_0 , a_0 , U_0 , V et U_0^2 sont des paramètres caractéristiques.

On remplace dans les équations précédentes, en remarquant

que $\frac{h_0}{a_0} \ll 1$ et $V = \frac{U_0 h_0}{a_0}$ pour la continuité. En

abandonnant les "prime" et en posant:

$$\varepsilon = \frac{U_0^2}{g a_0} \quad ; \quad \beta = \frac{U_0}{g h_0^2} \quad \text{et} \quad Re_r = \frac{U_0 a_0}{\nu}$$

Les équations précédentes se réduisent alors à:

- Continuité: $\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{\partial v}{\partial y} = 0$ (1 bis)

- Quantité de mouvement:

$$\frac{\partial p}{\partial y} = 0 \left(\frac{h_0}{a_0} \right) \quad (2 \text{ bis})$$

$$u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} = \frac{1}{\varepsilon} \sin x + \frac{\beta}{\varepsilon} \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} - \frac{\partial p}{\partial x} \quad (3 \text{ bis})$$

De plus il n'y a pas de gradient de pression imposé à l'écoulement, ce qui allège l'équation 3bis du terme $\frac{\partial p}{\partial x}$. Enfin le système d'équations précédent peut être complété par la contrainte de conservation de l'écoulement:

$$q = \int_0^{a_0 + h_0 \delta(x)} v_{\varphi} d_r = h_0 U_0 \int_0^{\delta(x)} u dy$$

qui est équivalente à:

$$\int_0^{\delta(x)} u dy = 1 \quad (5)$$

où $\delta(x)$, épaisseur adimensionnelle, est définie comme suit:

$$\delta(x) = \frac{h(x)}{h_0} = \frac{r-a}{h_0} \quad (5bis)$$

Le système sera complètement défini avec les conditions aux limites suivantes:

$$\text{Sur la paroi: } y = 0 \quad u = 0 \quad v = 0 \quad (6)$$

A la surface, on suppose une contrainte de cisaillement nulle, c'est à dire

$$y = \delta(x) \quad , \quad -\frac{\partial u}{\partial y} = 0 \quad (6')$$

3.2- Cas limite important:

Si $\varepsilon = 0(1)$ et le nombre de Reynolds suffisamment élevé ($R_e \gg 1$) alors dans l'équation 3bis, pour maintenir

un équilibre entre les termes de viscosité et d'inertie, on doit avoir:

$$\frac{a_0^2}{h_0^2} = R_e$$

et l'équation se réduit à une équation de la couche limite:

$$u \frac{\partial v}{\partial x} + v \frac{\partial u}{\partial y} = \frac{1}{\xi} \sin x + \frac{\partial^2 u}{\partial y^2}$$

Pour de faibles valeurs de x , ce cas ressemble à celui d'un point de stagnation mais avec des conditions limites différentes.

4. STRUCTURE GENERALE DE LA SOLUTION.

La génératrice supérieure du tube constitue la ligne d'impact du film, donc une ligne de stagnation pour l'écoulement. Dans cette zone, l'écoulement ne dépend pas du nombre de Reynolds de l'écoulement externe. Lorsque $x=0(h_0)$, on peut calculer l'épaisseur de départ par l'approximation de Hiemenz (2):

$$= 0(\gamma h_0 / U_0)^{1/2}$$

A partir de cette épaisseur se développe une sous couche visqueuse jusqu'à atteindre la surface du film où:

$$x = 0(h_0 / a_0)$$

On a $\frac{\Delta}{h} = 0\left(\frac{\gamma}{U_0 h_0}\right)^{1/2} \frac{h_0}{h}$ et la conservation de la masse

exige que:

$$2q = U_o 2h_o = U_o 2h$$

ou $h_o = h$, $2q$ étant le débit volumique du jet.

$$\text{et: } \frac{\Delta}{h_o} = 0\left(\frac{\nu}{q}\right)^{1/2} = 0\left(\frac{1}{R_e}\right)^{1/2}$$

De là on voit que si $R_e \ll 1$, alors $\frac{\Delta}{h_o} \ll 1$ et la couche visqueuse croît selon x de manière à englober totalement la couche mince.

L'étendue de cette région dépend du débit (R_e) et constitue la Région I, représentée sur la Fig.2.

La région II commence à partir de la position à laquelle la sous couche visqueuse atteint la surface du film.

L'approche de résolution diffère selon que l'on est dans la région I ou II. La solution pour la région II, obtenue numériquement a fait l'objet d'un article séparé (3) basée sur une méthode due à Smith (4).

Nous allons nous intéresser à la Région I dans ce qui suit.

5. SOLUTION POUR LA REGION I.

L'approche adoptée ici est inspirée de celle de Watson (5) qui consiste à supposer que la couche limite va croître à partir de la ligne de stagnation au sommet du tube et va

aborder graduellement l'écoulement jusqu'au point où la totalité du film devient une couche limite. Watson a appliqué ce principe pour une surface plane; nous allons ici adapter la méthode de façon à tenir compte de la courbure du tube et de la gravité.

Le système d'équations à considérer est composé des équations (1bis), (3bis) et (5) avec les conditions limites (6). On cherche des solutions similaires pour ces équations en supposant que $u = f(\eta)$ et $\eta = y / \delta_1(x)$ avec les conditions limites correspondantes:

$$f(0) = 0 \quad ; \quad f(1) = 1 \quad ; \quad f'(1) = 0 \quad (6\text{bis})$$

Eq.1bis devient:

$$-\varepsilon(1-u)\frac{\partial u}{\partial x} - \varepsilon(1-u)\frac{\partial v}{\partial y} = 0 \quad (7)$$

Eq.3bis est intégrée pour donner:

$$\varepsilon \int_0^{\delta_1(x)} u \frac{\partial u}{\partial x} dy + \varepsilon \int_0^{\delta_1(x)} v \frac{-u}{y} = \sin x \delta_1(x) - \beta \frac{\partial u}{\partial y} \Big|_{y=0} \quad (8)$$

Combinant les équations 7 et 8, on obtient:

$$\varepsilon \int_0^{\delta_1(x)} u \frac{\partial u}{\partial x} dy + \varepsilon \int_0^{\delta_1(x)} \left[-(1-u) \frac{\partial u}{\partial x} - (1-u) \frac{\partial v}{\partial y} + v \frac{\partial u}{\partial y} \right] dy = \delta_1(x) \sin x - \beta \frac{\partial u}{\partial y} \Big|_{y=0} \quad (9)$$

Réarrangeant, on obtient l'équation:

$$\xi \int_0^1 \delta_1(x) u \frac{\partial u}{\partial x} dy + \xi \left[\int_0^1 \delta_1(x) (1-u) \frac{\partial u}{\partial x} dy + (-v(1-u)) \right] + \int_0^{\delta_1(x)} (v \frac{\partial u}{\partial y} - v \frac{\partial u}{\partial y}) dy = \delta(x) \sin x - \beta \frac{\partial u}{\partial y} \Big|_{y=0} \quad (10)$$

se réduit à:

$$\xi \frac{d}{dx} \int_0^{\delta_1(x)} (u - u^2) dy = - \delta_1(x) \sin x + \beta \frac{\partial u}{\partial y} \Big|_{y=0} \quad (11)$$

On cherche des solutions similaires de cette équation, en supposant que $u = f(\eta)$ et $\eta = y/\delta(x)$ avec la condition (6bis).

La fonction $f(\)$ doit être solution de l'équation suivante:

$$f'' + \frac{3}{2} C^2 f^2 = 0 \text{ où } C \text{ est une constante}$$

(cf. Watson) telle que

$$C = \int_0^1 (1-x^3)^{-1/2} dx \quad (12)$$

De la condition $f(1) = 1$, la valeur de C est

$$c = \int_0^1 (1 - x^3)^{-1/2} dx = \frac{1}{3} \frac{\Gamma(1/2) \Gamma(1/3)}{\Gamma(5/6)} = 1,402 \quad (13)$$

De même:

$$\int_0^1 f(\eta) d\eta = c^{-1} \int_0^1 f(1-f^3)^{-1/2} df = \frac{1}{3c} \frac{\Gamma(1/2) \Gamma(1/3)}{\Gamma(7/6)}$$

$$= \frac{2\pi}{3\sqrt{3} c^2} \quad (14)$$

En remplaçant dans l'équation (11), on a:

$$\varepsilon \frac{d}{dx} \int_0^1 (f - f^2) dy \delta_1(x) = -\sin x \delta_1(x) + \frac{c}{\delta_1(x)} \beta$$

$$\varepsilon \frac{4(\pi - c\sqrt{3})}{3\sqrt{3} c^2} \frac{d\delta_1}{dx} = -\sin x \delta_1(x) + \frac{c}{\delta_1(x)} \beta$$

$$\frac{\varepsilon(\pi - c\sqrt{3})}{3\sqrt{3} c^2} \frac{1}{2} \frac{d\delta_1^2}{dx} = -\sin x \delta_1^2(x) + c \beta$$

Cette equation prend les formes finales:

$$\frac{d\delta_1^2}{dx} = -7.160 \frac{1}{\varepsilon} \sin x \delta_1^2 + 10.039 \frac{\beta}{\varepsilon} \quad (15)$$

6. DISCUSSION.

Les considérations théoriques précédentes basées sur le concept d'un écoulement bidimensionnel et incompressible en

régime permanent du film liquide. Le film est supposé épais de sorte que les termes d'inertie et de convection ne soient pas négligés. Il a été supposé un écoulement laminaire; cette hypothèse est justifiée si on se réfère au critère de Zozula (6) pour les films minces. Cette classification permet de supposer que le film est laminaire lorsque $R_e < 30$ mais lorsque $30 < R_e < 1600$ l'écoulement peut encore être supposé laminaire mais perturbé par des ondes de surface. Le domaine d'application aux condenseurs se situe généralement dans cet intervalle. En général pour les films minces se formant autour des tubes de condensation la longueur d'écoulement est trop courte pour le développement sur la turbulence. Cependant les perturbations dues aux effets de la quantité de mouvement peuvent avoir lieu en pratique. Celle-ci sont en général assez petites pour être négligées et le film peut être considéré uniforme; l'équation précédente peut alors être utilisée pour calculer l'épaisseur du film dans la partie supérieure du tube. C'est une équation qui peut être intégrée numériquement en utilisant la technique de solution de Runge - Kutta - Merson Si on néglige le terme de Sinus, une valeur approximative de δ peut être obtenue comme étant:

$$\delta_1(x) = \left(\frac{\beta}{\varepsilon} \cdot 10.038 x\right)^{1/2}$$

De la conservation de la masse, on a :

$$\int_0^{\delta_1(x)} u dy + (\delta - \delta_1) = 1 \quad \text{ou} \quad \delta \quad \text{est la hauteur de la couche de liquide.}$$

On remplace $\int_0^{\delta_1(x)} u dy$ par sa valeur (Eq.5).

$$\text{Ceci donne } \delta = 1 + \frac{1}{1} \left(1 - \int_0^1 F(\eta) d\eta\right) = 1 + \frac{1}{1} \left(1 - \frac{2\pi}{3\sqrt{3}c^2}\right)$$

On note x_0 la valeur de x à laquelle la couche visqueuse absorbe la couche mince, c'est à dire

$$x = x_0 \quad \text{quand} \quad \delta = \delta_1$$

$$\text{Ce qui donne :} \quad \delta = \frac{3\sqrt{3}c^2}{2}$$

$$\delta^2 = \frac{\beta}{\varepsilon} x \cdot 10.038 x_0$$

$$\text{ou} \quad x_0 = 0.2632 \frac{\varepsilon}{\beta}$$

Cette valeur de x_0 est plus faible que la valeur calculée numériquement d'environ 9,5% pour des valeurs du nombre de R_e 1000.

7. CONCLUSION.

Le problème de la condensation avec un drainage épais a été rapporté à celui du film mince tombant verticalement sur la génératrice supérieure d'un tube correspondant à la ligne de stagnation. Le modèle mathématique établi pour quantifier ce phénomène tient compte du caractère bidimensionnel de l'écoulement et du terme de gravité dont l'influence s'avère très importante sur l'épaisseur sitôt qu'on s'éloigne de la ligne de stagnation. Cette théorie valable sur la partie du film où il y a croissance de la couche visqueuse permet d'évaluer sur cette partie du moins l'épaisseur du film liquide servant elle même au calcul du transfert de chaleur en considération.

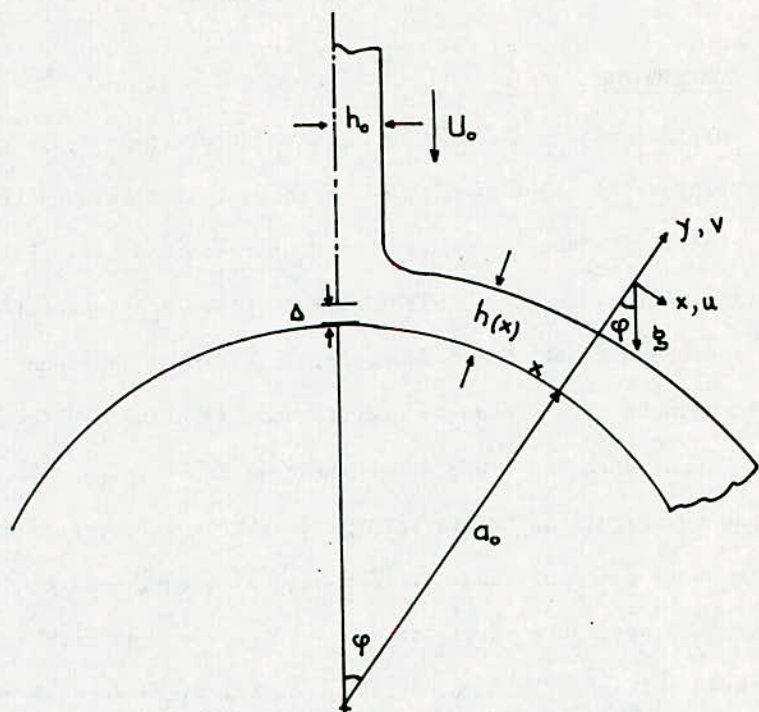


Fig. 1: Ecoulement d'un jet autour d'un cylindre.

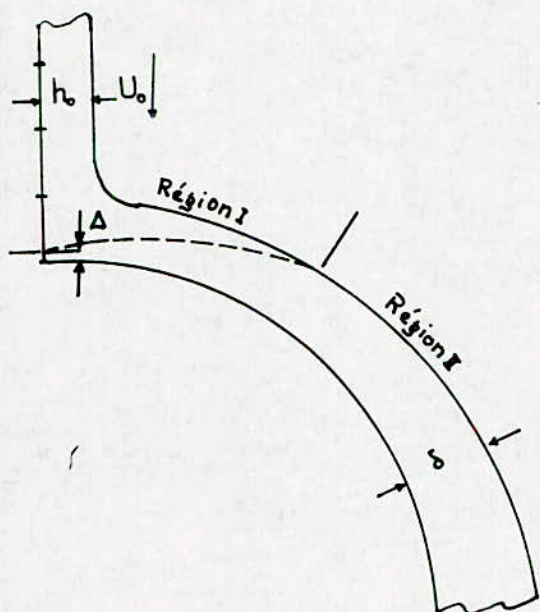


Fig. 2: Structure du Film autour du tube.

* B I B L I O G R A P H I E *

- 1/ **NUSSELT, W.**
"Die oberflächenkondensation des wasserdampfes"
V.D.I.Z., Vol.60, pp 541 - 546, 569 - 576, 1916.
- 2/ **HIEMENZ, K.**
"Die grenzschicht an einem in den gleichförmigen
flüssigkeitsstrom eingetauchten geraden kreiszylinder"
Thesis Göttingen, 1911.
- 3/ **AIDOUN, Z.L. , GRIBBEN, R.J. , NICOL, A.A and WILKS, G.**
"An analysis of the heat transfer from a horizontal
cylinder inundated by a vertical thin liquid film".
To be published.
- 4/ **SMITH, S.H.**
"Boundary layer flow in thin sheet of viscous liquid"
J. of Engng Mathematics, Vol.5, N°1, 1971.
- 5/ **WATSON, E.J.**
"The radial spread of a liquid jet over a horizontal
plane"
J. Fluid Mechanics, Vol.20, 1964, part 3, pp 481 - 499.
- 6/ **ZOZULA, N.V.,**
"Study method and physics of heat exchange during vapour
condensation".
NASA TTF, 369, 1966

MELANGEUR MICRO-ONDES EN BANDE X POUR LA T.V.D.S

M.C.E. YAGOUB; K. GRABOWSKI; R. AKSAS

Laboratoire d'Electronique Appliquée
Ecole Nationale Polytechnique

المخلص: في اطار التلفزة المباشرة عن طريق القمر الصناعي، دراسة مقارنة بين المحولات المكمرومجية و تكنولوجيتهم بينت بأن المحول المزدوج و المتكون من ديودين هو اللائق و بأن قاعدة الالومين بتركيز 89% كانت الملائمة.

لتقييس عوامل المحول حللنا برنامجين للاعلام الالي. القم لهذه العوامل المحسوبة قورنت بنتائج الجارب و إتضح بأن المحول المصنوع يوافق موافقة تامة للقياسات العالمية الصادرة عن التلفزة المباشرة عن طريق القمر الصناعي.

Résumé

Dans le cadre de la Télévision Directe par Satellite une étude comparative sur les mélangeurs micro-ondes et leurs technologies nous a montré que le mélangeur intégré hybride à deux diodes est le plus adéquat, et que le substrat Alumine 98% est le plus approprié. Pour déterminer les paramètres du mélangeur, nous avons développé deux logiciels. Les valeurs calculées de ces paramètres ont été comparées aux résultats des mesures, et ont montré que le mélangeur réalisé répond bien aux normes internationale de T.V.D.S.

Abstract

For the purpose of Direct Broadcast Satellite, a comparative study on the microwave mixers and their technology, has shown that the hybrid integrated mixer with two diodes is the most adequate, and that the substrate 98% Alumina is the most appropriate. In order to determine the parameters of the mixer, we have developed two software programs. The calculated values of those parameters have been compared with experimental results, and have shown that the mixer designed is within the international norms of T.V.D.S.

* S Y M B O L E S U T I L I S E S *

- $C_j(t)$: capacitance variable de la diode (F).
 C_k : amplitudes de la capacitance variable (F).
 C_p : capacité de boîtier de la diode (F).
 f_o : fréquence de sortie (Hz).
 f_{FI} : fréquence intermédiaire (Hz).
 f_p : fréquence de la pompe, ou oscillateur local (Hz).
 f_R : fréquence du signal RF d'entrée (Hz).
 $G_j(t)$: conductance variable de la diode (Ω^{-1}).
 G_k : amplitudes de la conductance variable (Ω^{-1}).
 L : pertes de conversion du mélangeur.
 $L_{o,k}$: pertes de conversion de la fréquence f_k à la fréquence f_o .
 L_s : self parasite de la diode (H).
 NF : facteur de bruit du mélangeur.
 NF_{FI} : facteur de bruit de l'amplificateur FI.
 R_s : résistance série parasite de la diode (Ω).
 $V_j(t)$: tension variable de jonction de la diode (V).
 ω_o : pulsation de la sortie (rd/s).
 ω_p : pulsation de la pompe (rd/s).
 $[Y]$: matrice de la diode.
 Y_{mn} : élément de la matrice admittance de la diode (Ω^{-1}).

$[Y^A], [Y^B]$: matrices admittances des diodes (A et B).

Y_{mn}^A, Y_{mn}^B : éléments des matrices admittances des diodes (A et B).

$[Y^E]$: matrice admittance du réseau avoisinant de la diode.

$[Y^M]$: matrice admittance du mélangeur.

Y_0 : admittance de la source de fréquence $f_0 (\Omega^{-1})$.

Y_k : admittance de la source de fréquence $f_k (\Omega^{-1})$.

Y_i : admittance de la source de fréquence $f_i (\Omega^{-1})$.

$[Z^M]$: matrice impédance du mélangeur.

$Z_{(c,o)(c,k)}^M$: élément de la matrice impédance du mélangeur (Ω).

$[Z_{o}^M]$: matrice impédance du mélangeur à Y_0 nul.

$Z_{(c,o)(c,o)}^M$: élément de la matrice à Y_0 nul (Ω).

$Z_{e(c,k)}$: impédance d'entrée du mélangeur (Ω).

$Z_{e(w)_m}$: impédance de réseau avoisinant de la diode (Ω).

Z_s : impédance de sortie du mélangeur (Ω).

I. INTRODUCTION.

La Télévision Directe par Satellite -T.V.D.S- est une application toute nouvelle des satellites géostationnaires, car les premiers réseaux n'ont vu le jour qu'à la fin des années soixante dix [1], [2] .

Elle permet à un particulier ou à un collectif d'un territoire donné de recevoir des signaux T.V directement d'un satellite.

Ce moyen de télédiffusion s'est imposé lorsque les formes de réception T.V conventionnelles, ou par cables, ont montré leurs limites, notamment dans les zones enclavées, d'accès difficiles ou à population diffuse. De par sa géographie, l'Algérie s'est intéressée à ce genre de réception. C'est dans le cadre du projet Algérien de T.V.D.S 3 que nous avons réalisé un mélangeur, situé dans le premier étage de conversion du récepteur.

Pour mener à terme cette tâche, nous avons au préalable établi une étude comparative des mélangeurs existants. Cette étude nous a permis de montrer que le mélangeur à deux diodes, et plus particulièrement à diodes Schottky, est le plus adéquat.

Le calcul des paramètres du mélangeur retenu nous a amené à développer deux logiciels. Le premier consiste en la résolution du circuit équivalent des deux diodes. Le deuxième logiciel permet de calculer la matrice admittance du mélangeur pour en déduire les valeurs des pertes de conversion et les impédances des portes. Ces logiciels ont été implantés sur un calculateur TEXTRONIX 4052 A du Laboratoire Télécommunication de l'E.N.P.

La réalisation a été subdivisée en deux étapes, à savoir la réalisation et les mesures de circuits, et la réalisation et

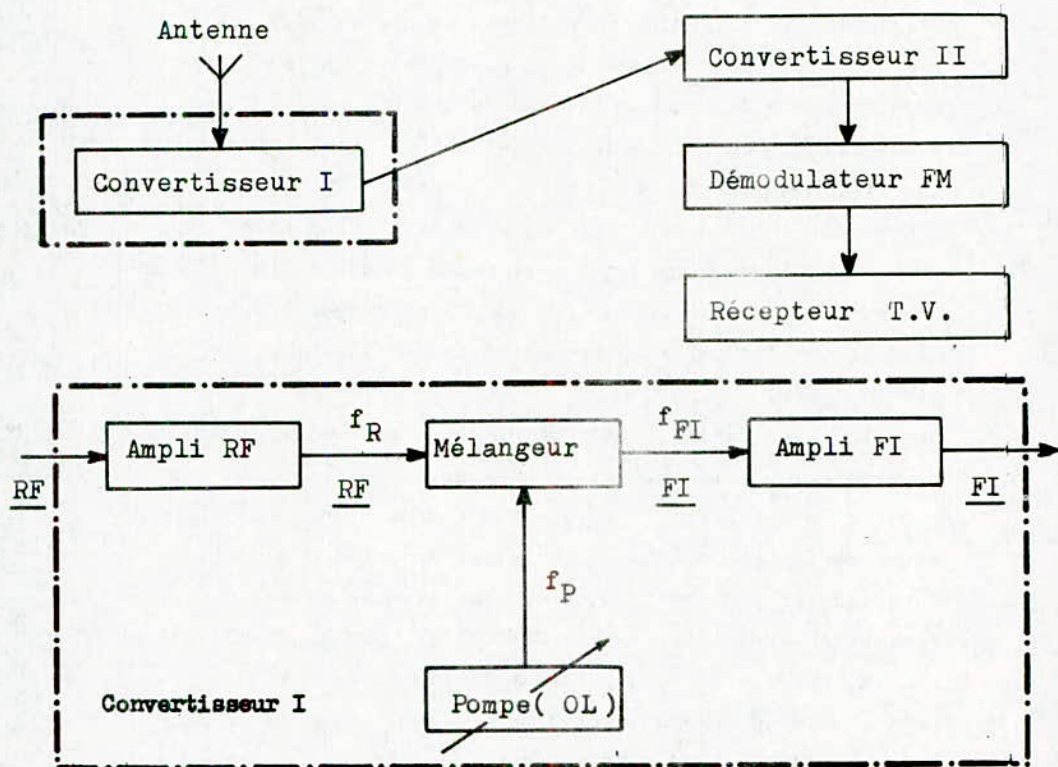
les mesures du dispositif final (au Laboratoire micro-ondes de l'ENSEEIH).
de l'ENSEEIH).

Les circuits partiels ont permis de corriger les erreurs et donc de faciliter la réalisation du mélangeur sur deux substrats différents (Duroid 6010 et Alumine 98%).

II. LE MELANGEUR.

II.1/- Généralités:

Le mélangeur, que nous nous proposons d'étudier, se situe dans le premier étage de conversion du récepteur (Figure I).



- Figure: I - Localisation du mélangeur

Il doit être à faible bruit, ce qui se traduit par un facteur de bruit ne devant pas excéder 10dB ([1], [4], [5]).

Les bandes de fréquences sont les suivantes:

- Signal d'entrée : " f_R " : 11,7 à 12,1GHz
- Signal de sortie: " f_{FI} " : 0,95 à 1,35GHz

Le choix d'un mélangeur à bande latérale supérieure nous fixe la fréquence de l'oscillateur local, ou pompe, à 10,75GHz.

Une étude comparative des composants non linéaires nécessaires pour la conversion permet de retenir la diode Schottky.

II.2/- Paramètres du mélangeur:

Le mélangeur à diodes se caractérise principalement par les paramètres suivants:

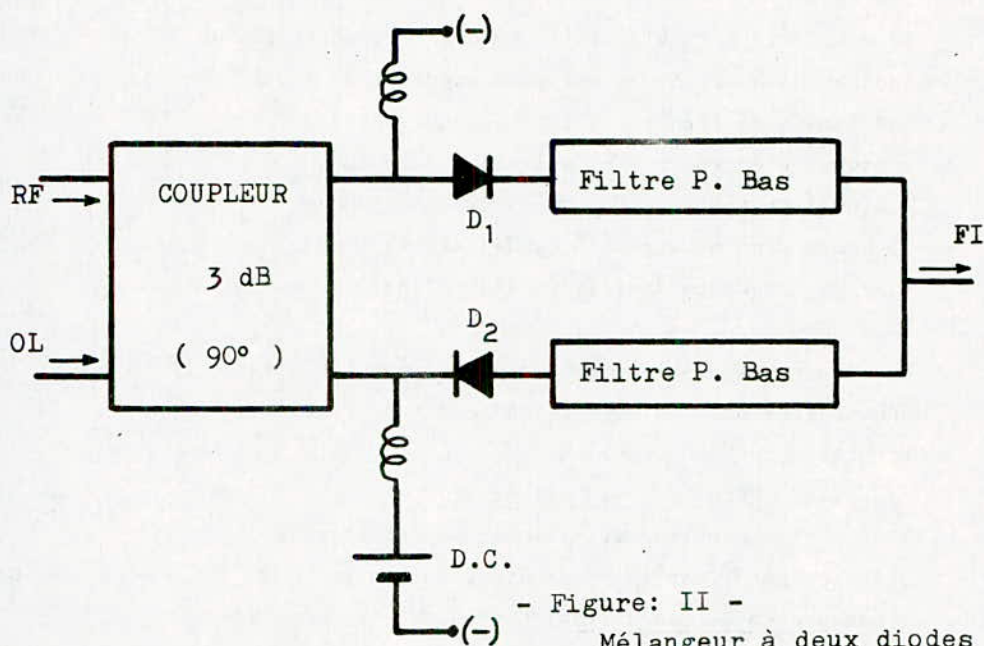
- Les pertes de conversion: Ces pertes (L) sont dues aux éléments non linéaires et aux désadaptations entre portes. Elles sont exprimées par le rapport entre la puissance de sortie et celle de l'entrée.

- Le bruit: le facteur de bruit NF est lié aux pertes par la relation: $(NF)_{dB} = (L)_{dB} + (NF_{FI})_{dB}$ (1)

où (NF_{FI}) est le facteur de bruit de l'amplificateur FI situé en aval du mélangeur, et évalué généralement à 1,5dB [4], [5].

- Les impédances de portes: les impédances les plus importantes sont celles de l'entrée RF et de la sortie FI.

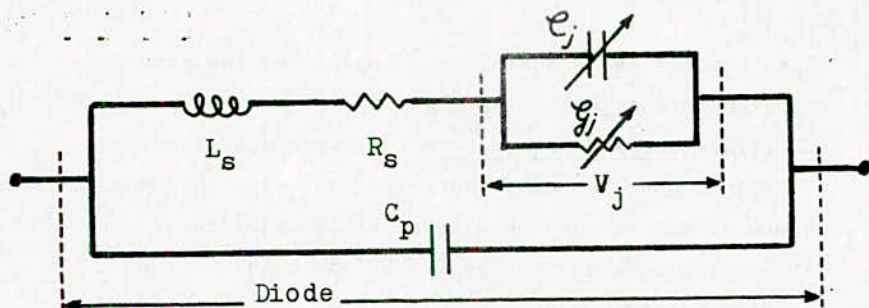
II.3/- Choix du mélangeur: l'étude comparative des schémas de base des mélangeurs à diodes existants nous a permis de montrer que le mélangeur à deux diodes (figure II) est le plus adéquat pour la T.V.D.S du point de vue technico-économique [4], [6], [7].



III. ANALYSE DU MELANGEUR.

III.1/- La diode Schottky:

La diode Schottky est présentée électriquement (Figure III) par une conductance G_j et une capacitance C_j variables avec la tension V_j appliquée [8] , [9].



- Figure: III - Schéma équivalent de la diode

La résistance R_s est assimilée à une résistance série parasite et dépend peu de la tension à ses bornes.

La mise sous boîtier de la diode introduit une self L_s , due aux connections, et une capacité d'encapsulation C_p .

Le signal pompe gouverne la diode et nous pouvons montrer [10], [11] que la capacitance et la conductance s'écrivent sous les formes suivantes:

$$C_j(t) = \sum_{k=-\infty}^{+\infty} C_k e^{jk w_p t}; \quad C_k = C^*_{-k} \quad (2)$$

$$G_j(t) = \sum_{k=-\infty}^{+\infty} G_k e^{jk w_p t}; \quad G_k = G^*_{-k} \quad (3)$$

III.2/- Mélangeur à une diode:

L'étude d'un mélangeur [11], [12] se subdivise en deux étapes:

- l'analyse non linéaire: elle permet de déterminer les valeurs G_k et C_k des équations (2) et (3), pour chaque harmonique $k w_p$ de la pulsation de pompe.

- l'analyse linéaire: elle se base sur le principe de superposition signal fort (pompe)-signal faible (RF), et, aboutit à la matrice admittance $[Y]$ de la diode dont les éléments s'écrivent sous la forme paramétrique suivante:

$$Y_{mn} = G_{m-n} + j w_m C_{m-n} \quad (4)$$

$$\text{où: } w_m = w_o + m w_p \quad (5)$$

Avec w_o la pulsation de la sortie.

Si la diode est insérée dans un circuit d'impédance $Z_e(w_m)$, la matrice du mélangeur $[Y^M]$ s'écrit:

$$[Y^M] = [Y] + \text{diag} \left[\frac{1}{Z_e(w_m)} \right] \quad (6)$$

III.3/- Mélangeur à deux diodes:

De par sa symétrie, l'analyse du mélangeur à deux diodes et une généralisation [13] de l'étude précédente.

Les matrices $[Y^A]$ et $[Y^B]$ des deux diodes ont pour éléments:

$$Y^{A/B}_{mn} = G^{A/B}_{m-n} + j w_m C^{A/B}_{m-n} \quad (7)$$

Le circuit est présenté par trois portes (A, B pour les deux diodes et C pour les sources). Sa matrice $[Y^E]$ sera donc un ensemble de neuf sous matrices diagonales, et aura la forme suivante:

$$[Y^E] = \begin{bmatrix} Y_{AA}^E & & & Y_{AB}^E & & & & & Y_{AC}^E \\ & Y_{BA}^E & & & Y_{BB}^E & & & & Y_{BC}^E \\ & & Y_{CA}^E & & & Y_{CB}^E & & & & Y_{CC}^E \end{bmatrix} \quad (8)$$

La matrice $[Y^M]$ du mélangeur peut alors s'écrire:

$$[Y^M] = \begin{bmatrix} Y_{AA}^E + Y_A^A & & & Y_{AB}^E & & & & & Y_{AC}^E \\ & Y_{BA}^E & & & Y_{BB}^E + Y_B^B & & & & Y_{BC}^E \\ & & Y_{CA}^E & & & Y_{CB}^E & & & & Y_{CC}^E \end{bmatrix} \quad (9)$$

L'inversion de cette matrice nous permet de déduire les paramètres importants du mélangeur. En posant que Y_i est l'admittance de la source i , et compte tenu que:

$$[Z^M] = [Y^M]^{-1} \quad (10)$$

Nous avons pour une conversion de la fréquence f_k à la fréquence f_o , les relations suivantes:

$$\text{- Pertes de conversion: } L_{o,k} = \frac{1}{4 Z_{(c,o)(c,k)}^M \cdot \text{Re } Y_o \text{ Re } Y_k} \quad (11)$$

$$\text{- Facteur de bruit: } (NF)_{dB} = (L_{o,k})_{dB} + 1,5dB \quad (12)$$

$$\text{- Impédance d'entrée: } Z_{e(c,k)} = \left(\frac{1}{Z_{(c,k)(c,k)}^M} - Y_k \right)^{-1} \quad (13)$$

$$\text{- Impédance de sortie: } Z_s = Z_{(c,o)(c,o)}^{Mo} \quad (14)$$

où $[Z^{Mo}]$ est la matrice $[Z^M]$ calculée pour $Y_o = 0$.

IV. CALCUL DES PARAMETRES DU MELANGEUR.

L'encombrement, le coût et les difficultés de reproduction des guides d'ondes, nous amènent à adopter les structures intégrées micro-ondes [14]. Après une étude, nous avons choisi la microbande avec une technologie intégrée hydride (implantation des composants).

Les substrats retenus sont l'alumine 98% et le DUROID 6010, en plaques de 20mm x 30mm.

En ce qui concerne l'élément non linéaire, une étude qualité-prix nous a montré que relativement à des diodes de haute gamme, la diode BAT 15-110S de Siemens est assez performante.

Nous avons eu à notre disposition cinq diodes dont nous avons mesuré les paramètres. Ces données nous ont servi au calcul des coefficients C_k et G_k des deux diodes utilisées, à partir d'un logiciel que nous avons développé sur un micro-ordinateur TEXTRONIX 4052A.

Le calcul de la matrice $[Y^M]$, puis son inversion, a été fait par un deuxième logiciel mis au point sur le même calculateur.

Les résultats obtenus ont permis de calculer les paramètres du mélangeur (tableau I).

V. REALISATION ET MESURES.

Afin de minimiser les erreurs, nous avons réalisé et testé séparément les circuits partiels suivants:

- Sur Alumine 98%: Deux coupleurs 3dB,
 - Un filtre passe bas à 2GHz,
 - Un filtre passe bas à 9GHz,
 - Un filtre image,
 - Un circuit adaptateur.

- Sur DUROID 6010: Un coupleur 3dB,
Un circuit adaptateur.

Les conclusions des tests ont servi à réaliser le circuit final sur les deux substrats. Les diodes ont été collées sur le circuit à l'aide de laque d'argent.

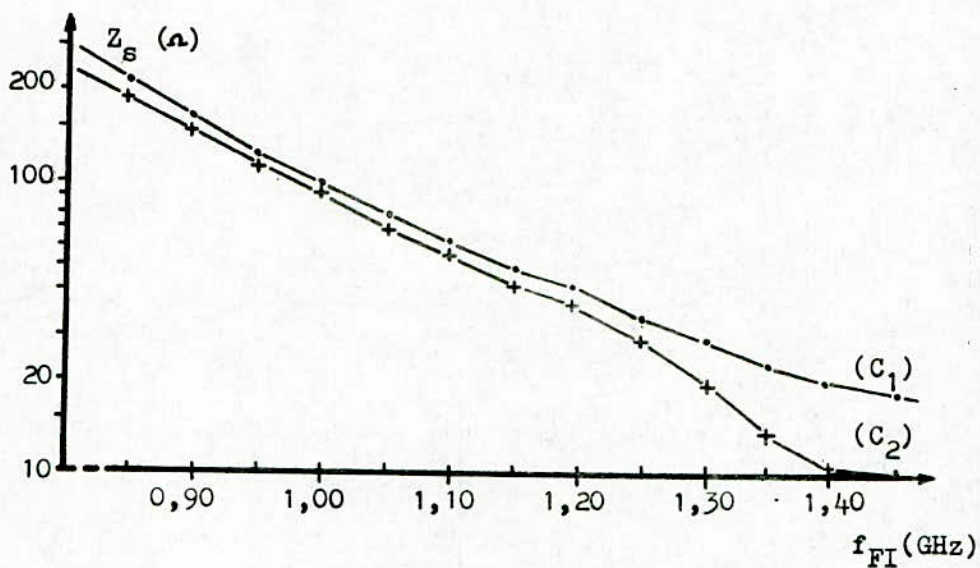
Les mesures [15] ont été faites pour le mélangeur sur Alumine 98% (tableau I). Le mélangeur sur DUROID est laissé en réserve.

VI. INTERPRETATION DES RESULTATS.

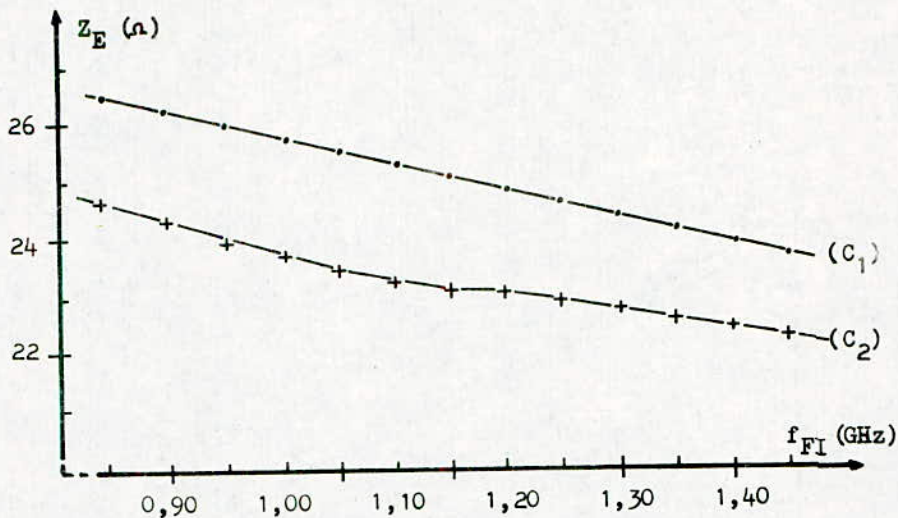
Une comparaison entre les paramètres calculés et mesurés [12], [16], [17], nous montre des écarts, résultats d'erreurs commises aussi bien dans le calcul que dans la réalisation (figures: IV, V, VI).

Les erreurs au niveau du calcul sont dûes essentiellement à la troncature de la matrice du mélangeur, lors de son inversion, ainsi qu'au fait que les deux diodes utilisées ne sont pas rigoureusement identiques.

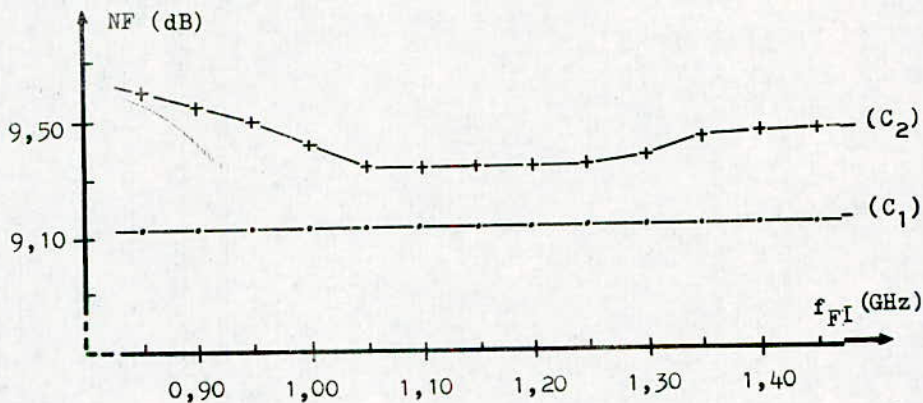
Les erreurs expérimentales proviennent principalement d'une mauvaise adaptation des portes, des transitions microbande-diodes et microbande-connecteurs et l'existence d'un bruit résiduel de pompe à la sortie. De plus, le tracé manuel du circuit est une autre source d'erreurs (précision $\pm 10 \mu\text{m}$).



- Figure:IV - Impédance de sortie - (C_1): Valeurs calculées -
 (C_2): Valeurs mesurées -



- Figure:V - Impédance d'entrée - (C₁):Valeurs calculées -
 (C₂):Valeurs mesurées -



- Figure:VI - Facteur de bruit - (C₁):Valeurs calculées -
 (C₂):Valeurs mesurées -

Tableau I

Paramètres du mélangeur

Fréquence (GHz)	Impédance d'entrée (Ω)		Impédance de sortie (Ω)		Facteur de bruit (dB)	
	Calculée	Mesurée	Calculée	Mesurée	Calculé	Mesuré
0,85	26,43	24,78	212,53	181,19	9,13	9,61
0,90	26,20	24,17	164,75	149,75	9,13	9,55
0,95	25,94	23,91	128,76	111,28	9,13	9,49
1,00	25,71	23,72	102,00	94,03	9,14	9,42
1,05	25,48	23,47	81,63	70,61	9,14	9,37
1,10	25,26	23,16	65,94	57,10	9,14	9,35
1,15	25,03	23,00	53,72	43,27	9,15	9,36
1,20	24,81	23,02	44,11	37,92	9,15	9,35
1,25	24,58	22,93	36,49	27,72	9,16	9,37
1,30	24,36	22,73	30,42	20,03	9,16	9,40
1,35	24,14	22,41	25,55	13,18	9,17	9,45
1,40	23,92	22,35	21,62	11,12	9,18	9,47
1,45	23,70	22,18	18,45	10,28	9,19	9,48

VII. CONCLUSION.

L'étude et la réalisation d'un mélangeur dans la gamme des micro-ondes sont complexes.

L'analyse du mélangeur ne peut se faire qu'avec l'emploi de calculateurs, il faut noter que les deux logiciels que nous avons développé sont utilisables pour tout dispositif micro-ondes non linéaire (up - converter, down - converter, ...). Ils constituent une base à toute réalisation ultérieure de ces circuits.

Les mesures des paramètres des diodes nous ont permis d'éviter les écarts qui peuvent exister entre les données standards du constructeur et les valeurs réelles. De ce fait, les caractéristiques du mélangeur que nous avons calculé reflètent bien les valeurs théoriques. De même que nous avons pu minimiser les erreurs en élaborant une méthode originale qui consiste à subdiviser le circuit en blocs partiels. Cette démarche nous a permis d'apporter les corrections nécessaires et aboutir à des écarts n'exédant pas 5% pour le facteur de bruit et ce, dans la bande de fréquence intermédiaire considérée.

Le mélangeur réalisé sur alumine est prêt à une utilisation immédiate car il répond aux normes internationales de la TVDS (le facteur de bruit est inférieur à 10dB).

Il peut cependant être amélioré tant au niveau du calcul qu'au niveau de la réalisation. C'est ainsi que les paramètres calculés peuvent voir leur précision augmentée par l'emploi de matrices de très grandes tailles. Quant à la réalisation, l'emploi de diodes rigoureusement identiques, de micro-soudeuse, et surtout le tracé du circuit par C.A.O. (précision + 1 μ m), permettent de minimiser les différences existant entre le calcul et la réalisation.

* B I B L I O G R A P H I E *

- 1/ U.I.T,
"Actes finals de la conférence administrative mondiale
des radiocommunications pour la radiodiffusion par
satellite CAMR/ RS 77"
Genève, 1977.
- 2/ P. BURTON,
"Satellite communications"
Communications international, 11, N°11, 1984.
- 3/ SATEL-CONSEIL,
"Système de radiodiffusion par satellite pour l'Algérie"
Note préliminaire"
Paris, 1982.
- 4/ PHAM TAT DAT,
"Radiodiffusion directe par satellite, concept général
d'un récepteur"
Document T.D.F, 1979.
- 5/ S.N.E.C - T.D.F,
"Ensemble de reception TV à 12 GHz en modulation de
fréquence"
Marché M4229 W, 1978.
- 6/ B. HENDERSON,
"Mixer design consideration improve performances"
M.S.N., N°10, pp 38-51, 1981.
- 7/ S.A. MAAS,
"Microwave mixers"
Arteck House, London, 1986.
- 8/ SCHOTTKY,
Z. Phys, 113, p367, 1939.
- 9/ S. SZE,
"Physics of semiconductors devices"
J. Wiley and Sons, New-York, 1981.
- 10/ W.K. GWAREK,
"Non linear analysis of microwave mixers"
M.S. Thesis, M.I.T, U.S.A, 1974.

- 11/ **D.N. HELD, A.R. KERR,**
"Conversion loss and noise of microwave and millimeter mixers"
I.E.E.E., M.T.T., 26, pp 49-63, 1978.
- 12/ **A.R. KERR,**
"Noise and loss in balanced and subharmonically pumped mixers"
I.E.E.E., M.T.T., 27, pp 938-950, 1979.
- 13/ **M.T. FABER, W.K. GWAREK,**
"Non linear - linear analysis of microwave mixer with any number of diodes"
I.E.E.E., M.T.T., 28, pp 1174-1181, 1980.
- 14/ **T.C. EDWARDS,**
"Conception des circuits micro-ondes"
Masson, Paris, 1984.
- 15/ **T.S. LAVERGHETTA,**
"Handbook of microwave testing"
Artech House, London, 1981.
- 16/ **S.J. NIGHTINGALE,**
"Loss and noise characteristics of microwave mixers"
Ph.D. Thesis, Kent University, England, 1980.
- 17/ **A.R. KERR, P.H. SIEGEL,**
"The measured and computed performance of a schottky mixer"
I.E.E.E., M.T.T., 32, pp 1579-1590, 1984.

**SIMULATION SUR ORDINATEUR D'UN DISTILLATEUR SOLAIRE
STATIQUE ET DYNAMIQUE
COMPARAISON AVEC LES MODELES EXPERIMENTAUX REALISES**

L. HAMAMI, M.A.S Y. FLAMANT, Professeur

Département d'Electronique
Laboratoire d'Energie Solaire
Ecole Nationale Polytechnique

الملخص: يتمثل هذا العمل في وضع برنامج خاص بالعمل اليومي لمقتريين شمسيين، احدهما فيه ماء ساكنا و الآخر يجري فيه ماء تم تسخينه بواسطة حرارة الشمس، وذلك بالاستعانة بطريقتي التشابه الكهربائي لتدفقات الحرارة و التحليل العددي للبروق المتناهية. و من هذا البرنامج تحصلت علي نتائج نظرية تمت مقارنتها بالنتائج التجريبية معطية تطابقا جيدا.

Résumé

Une simulation informatique du fonctionnement journalier de deux distillateurs solaires à effet de serre, l'un à saumure statique et l'autre avec ruissellement et préchauffage de la saumure, a été mis au point. Après avoir exposé la méthodologie observée qui repose sur l'analogie électrique des flux de chaleur et sur la méthode d'analyse numérique des différences finies, nous comparons les résultats obtenus par simulation à ceux donnés par l'expérience directe et ce, grâce à la mise au point d'une chaîne d'acquisition et de traitement des données. Les résultats sont cohérents.

Abstract

A computing program in order to simulate the production of hot box solar stills, with static and dynamic pickling brine has been realized. The methodology is first described. It sets on the electrical analogy of heat flux and finite differences method. Then theoretical results are compared with experiments carried on a solar still. The agreement is good

NOTATIONS

- T_{AS}, T_{AI} = Températures ambiantes des milieux supérieur et inférieur ($^{\circ}K$).
 T_E = Température équivalente de la voute céleste ($^{\circ}K$).
 T_{ST}, T_{IT} = Températures des surfaces supérieur et inférieur du toit ($^{\circ}K$).
 T_{MFC}, T_{MS} = Températures moyennes du film de condensat et de la saumure ($^{\circ}K$).
 T_{PN} = Température du plan noir ($^{\circ}K$).
 R_R = Résistance thermique par rayonnement entre la vitre et la voute céleste $(W/m^2.K)^{-1}$.
 R_C = Résistance thermique par convection entre la vitre et la voute céleste $(W/m^2.K)^{-1}$.
 R_T = Résistance thermique de la vitre $(W/m^2.K)^{-1}$.
 e_T = Epaisseur de la vitre (m).
 λ_T = Conductivité thermique de la vitre (W/m.K).
 R_{CVC} = Résistance thermique par conduction-convection entre la vitre et le condensat $(W/m^2.K)^{-1}$.
 R_{evap}, R_{cond} = Résistance thermique par évaporation et condensation $(W/m^2.K)^{-1}$.
 R_{CI} = Résistance thermique par convection dans la lame d'air $(W/m^2.K)^{-1}$.
 R_{CSP} = Résistance thermique par conduction-convection entre saumure et plan noir $(W/m^2.K)^{-1}$.
 R_B = Résistance thermique de l'isolant $(W/m^2.K)^{-1}$.
 R_{RB} = Résistance thermique par rayonnement entre la surface extérieure de l'isolant et le sol $(W/m^2.K)^{-1}$.
 R_{CB} = Résistance thermique par convection entre la surface extérieure de l'isolant et le milieu extérieur inférieur $(W/m^2.K)^{-1}$.
 P_{CC} = Puissance cédée au film de condensat au cours de la traversée d'une section et transformée en échauffement (W/m^2) .
 P_{CS} = Puissance cédée à la saumure au cours de la traversée d'une section et transformée en échauffement (W/m^2) .
 P_{SR} = Puissance solaire effective reçue par le plan noir (W/m^2) .
 R_1, R_2, R_3, R_4, R_5 et R_6 = Résistances thermiques auxiliaires sans signification physique.
 E = Energie reçue par le distillateur.
 E_{RV} = Energie réfléchiée par la vitre.
 E_{AV} = Energie absorbée par la vitre.

E_T
 E_{RW}
 E_{RB}
 E_{AW}
 Q_B
 Q_R, Q_C

- = Energie transmise par la vitre.
- = Energie réfléchié par l'eau.
- = Energie réfléchié par le plan noir.
- = Energie absorbée par l'eau.
- = Pertes par convection à travers la base.
- = Chaleur cédée par la vitre par rayonnement et convection.
- = Chaleur emportée par le distillat.
- = Chaleur apportée par la condensation de l'eau.
- = Rayonnement interne.
- = Chaleur échangée par convection entre saumure et vitre.

Q_M
 q_E
 q_R
 q_C

I. INTRODUCTION.

Les distillateurs solaires à effet de serre ont fait l'objet de nombreuses études (1 - 5) néanmoins ces études étaient soit purement théorique, soit uniquement expérimentales aboutissant à des relations empiriques (6 - 8). Plus récemment, une étude assez générale de modélisation de certains types de distillateurs à effet de serre a été faite (9).

Le distillateur que nous avons étudié est de type "hot box" à double pente présenté sous deux variantes, l'un à saumure statique et l'autre à saumure dynamique.

Pour améliorer le rendement du distillateur, nous avons agi sur les paramètres de construction (angle d'inclinaison du toit ou distance saumure-vitre) ainsi que sur les paramètres fonction de la saumure (épaisseur initiale de la saumure statique ou débit de ruissellement de la saumure dynamique, température initiale de la saumure).

Pour ce faire, une chaîne d'acquisition et de traitement de données a été mise au point ainsi qu'un programme de simulation sur micro-ordinateur Olivetti M24. Ceci a permis d'une part de comparer les résultats expérimentaux à ceux obtenus par simulation et d'autre part de proposer un modèle ayant un fonctionnement optimum.

II. DESCRIPTION DU MODELE PHYSIQUE ET PRINCIPE DE BASE.

II.1- Le distillateur est constitué en général (Fig.1):

- D'un plan noir sur lequel la saumure est soit statique, soit ruisselle avec un débit constant.
- D'une surface de condensation constituée d'une vitre à double pente et d'un film de condensat homogène, terminée par une gouttière de récupération.

II.2- Principe de base:

Le paramètre le plus important affectant le rendement du distillateur est l'intensité du rayonnement solaire incident.

Si Q_t = Energie solaire incidente reçue par la vitre exprimée en
(Joules/m²/jour)

et Q_e = Energie utile à l'évaporation de l'eau dans le
distillateur (Joules/m²/jour),

alors la masse d'eau distillée produite est (3):

$$M_e = \frac{Q_e}{L} \text{ (kg/m}^2\text{/jour)}$$

où L est la chaleur latente de vaporisation de l'eau.

Les efficacités interne et globale sont respectivement:

$$n_i = \frac{Q_e}{a \cdot Q_t} \quad \text{et} \quad n_o = \frac{Q_e}{Q_t}$$

a étant l'absorption effective du distillateur.

La figure 2 illustre les principaux mécanismes d'échange d'énergie dans un distillateur solaire "hot box". L'unité de distillation reçoit de l'énergie directe ou diffuse. Cette énergie est soit transmise, absorbée ou réfléchiée par les différents éléments du distillateur qui vont échanger de la chaleur selon différents processus (conduction, convection et rayonnement).

La partie absorbée élève la température de la saumure donc la pression partielle de la vapeur d'eau dans la lame d'air. Le couvercle constitue une surface froide sur laquelle vient se condenser la vapeur d'eau; elle lui cède ainsi une certaine quantité de chaleur qui est perdue vers l'extérieur par rayonnement et convection.

III. PRINCIPE DE LA METHODE DE RESOLUTION.

Le principe utilisé est celui des différences finies des flux de chaleur.

III.1- Cas du distillateur à saumure statique:

La saumure ne ruisselle pas sur le plan noir et sa température qui régit l'évaporation, ne change pas d'une extrémité du distillateur à l'autre. Par contre, l'évolution thermique de l'ensemble du distillateur pendant l'intervalle de temps T et pour des paramètres météorologiques donnés est prépondérante.

On peut admettre que les échanges de chaleur de l'ensemble du distillateur avec le système extérieur se produisent par quantités finies de l'instant t à l'instant $t+T$. Cela autorise le découpage fictif du temps T en N intervalles finis de valeur dt .

III.2- Cas du distillateur à saumure dynamique:

Pour une durée de fonctionnement et des paramètres météorologiques donnés, le ruissellement de saumure dans le distillateur entraîne une différence de température entre son point d'entrée et celui de sortie.

Afin de simuler le fonctionnement du distillateur, celui-ci a été découpé en plusieurs sections fictives, chacune d'elles étant considérée comme un distillateur élémentaire à ruissellement de saumure. L'évolution thermique de la section élémentaire est prépondérante par rapport au changement de température de la saumure d'une extrémité de la section à l'autre.

On peut donc pour une section du distillateur "dynamique", comme pour le "statique", autoriser une discrétisation du temps de fonctionnement T en N intervalles finis de valeur dt .

On détermine pour chaque distillateur la distribution des températures à la fin de chaque tranche, par un calcul itératif et au moyen de la description des transferts de chaleur par

analogie électrique.

La production (rendement et efficacité) de chaque tranche est ainsi calculée à partir des températures du plan noir, de la saumure et du toit interne.

IV. SCHEMA ELECTRIQUE EQUIVALENT.

L'équivalence thermo-électrique associe la puissance au courant, la température à la tension et l'inverse du coefficient d'échange à une résistance.

Le schéma du transfert thermique décrit précédemment (Fig.2) nous permet d'établir le schéma électrique équivalent au distillateur (Fig.3).

Pour une section ou une intervalle de temps dt donné, les potentiels connus sont la température ambiante T_A , la température de la voute céleste T_E et la température initiale de la saumure T_{MS} ainsi que la puissance solaire absorbée par le plan noir P_6 .

La répartition des températures du plan noir à la vitre de condensation est connue grâce au sous programme de calcul des résistances. Nous calculons ainsi les températures finales de la saumure et de la vitre interne pour une section et/ou un temps élémentaire puis le rendement et les efficacités instantannées.

Ces valeurs seront stockées en mémoire pour le calcul des valeurs moyennes.

$$R D = \sum_{k=1}^N RD_k \quad : \quad \text{Rendement journalier}$$

$$E I = \sum_{k=1}^N n_{ik}/N \quad : \quad \text{Efficacité interne moyenne}$$

$$E G = \sum_{k=1}^N n_{ok}/N : \text{Efficacité globale moyenne}$$

RD_k , n_{ik} et n_{ok} sont les rendements et efficacités instantanés. Nous balayons de la même manière toutes les sections (pour le distillateur à ruissellement de saumure) en injectant la température de sortie de la première tranche en entrée de la deuxième et ainsi de suite. Pour l'intervalle de temps T_{k+1} suivant on applique en entrée la valeur de la température trouvée précédemment et relative à l'intervalle T_k . On procède de même pour les instants suivants jusqu'à épuisement du temps total T qui est égal à 24 heures.

Les coefficients d'échanges sont liés aux nombres de Nusselt (Nu) par la relation:

$$Nu = \frac{h.D}{\lambda}$$

dans laquelle:

h : coefficient d'échange (W/m.k)

D : longueur d'échange (m)

λ : conductivité thermique du milieu considéré (W/m/k).

Les organigrammes des figures 4 et 5 représentent le module de calcul de la production des distillateurs simulés. La figure 6 représente le module de calcul des températures finales et de test de leur validité.

V. OPTIMISATION DE QUELQUES PARAMETRES A L'AIDE DU PROGRAMME

DE SIMULATION.

L'optimisation des paramètres physiques du distillateur n'est valable que pour un site donné car elle est directement liée à l'énergie incidente et donc à la latitude du lieu considéré.

V.1- Influence de l'angle d'inclinaison de la vitre sur l'efficacité moyenne et le rendement:

Il apparait sur les figures 7 et 8 qu'une diminution de l'inclinaison du toit par rapport à l'horizontale entraîne une augmentation de l'efficacité interne moyenne et du rendement. En réalité on est limité dans ce choix car cette inclinaison doit assurer non seulement une réception optimale de l'énergie solaire incidente mais elle doit aussi assurer un bon écoulement du condensat vers les gouttières de récupération.

Une inclinaison entre 10 et 20 degrés est un bon compromis entre ces résultats.

V.2- Influence de l'épaisseur initiale de la saumure:

Les figures 9 et 10 montrent qu'une diminution de cette épaisseur entraîne une augmentation du rendement et de l'efficacité interne moyenne. Notons aussi qu'une diminution importante de cette épaisseur peut entraîner l'épuisement total de la saumure à distiller avant la fin de la journée, ce qui est un inconvénient.

Une épaisseur de deux centimètres est obtenue en adjoignant au distillateur "statique" un régulateur de niveau.

V.3- Influence du débit de ruissellement de saumure:

La figure 11 montre qu'une augmentation du débit entraîne une décroissance de la production.

Par contre si l'eau préchauffée à une température supérieure à celle existant dans le distillateur (cas de la distillation nocturne) ou celle obtenue par simple effet de serre dans l'enceinte de distillation, alors le rendement croît avec le débit.

VI. PRODUCTION JOURNALIERE DES DISTILLATEURS:

VI.1- Caractéristiques physiques du distillateur.

Le pan noir a une surface de $1m^2$, l'épaisseur maximum de la lame d'eau salée est de 2cm; la couverture est en verre ordinaire de 4mm d'épaisseur et son inclinaison est de 10° . Les distillateurs solaires ont été réalisés par les techniciens de la Station Solaire de Bouzaréah.

VI.2- Chaine d'acquisition et de traitement.

Pour l'acquisition des données, nous utilisons une centrale de mesure à 60 voies. Celle-ci permet d'obtenir continuellement les températures des différents milieux par l'intermédiaire de sondes à résistances de platine. La quantité

d'eau distillée est mesurée tous les quarts d'heure dans une éprouvette graduée à 1ml près. Un pyranomètre est un anémomètre permettent de stocker respectivement sur la centrale, l'énergie du rayonnement global sur une surface horizontale et la vitesse du vent.

Les données stockées sur cassette par la centrale sont introduites sous forme de fichiers sur micro-ordinateur graphique où se fera le calcul et la représentation des résultats sous forme de courbes ou de tableaux. (voir Fig.12).

VII. RESULTATS ET DISCUSSIONS.

- La figure 13 donne, pour la journée du 11 Juin 1986, l'évolution du rendement des distillateurs réel et simulé. Nous constatons que l'écart relatif maximum entre les deux courbes est observé entre 12^h et 14^h moment où l'écart entre les températures réelles et théoriques est maximum. Il apparait aussi que le rendement journalier réel possède le même profil que celui calculé au moyen du programme de simulation. Le rendement plus faible du distillateur réel provient des pertes qui n'ont pas été prises en compte dans la simulation. Cependant ces résultats montrent la cohérence du modèle de simulation élaboré.

- L'évolution du rendement horaire de deux distillateurs solaires, un à saumure statique et l'autre à ruissellement de

saumure, est représentée sur le Figure 14.

Les mesures ont été prises la journée du 07 au 08 Juillet 1986 pendant 24 heures. La durée d'ens. oleillement des distillateurs est de 11 heures 30 minutes.

Pour cette journée le rendement est approximativement le même pour les deux distillateurs (6 litres/24 heures).

Dans le cas du distillateur à saumure "statique", le rendement maximum a lieu à 14^h et vaut 900ml/h alors que pour le distillateur "dynamique", il a lieu à 16^h et vaut 600ml/h. Nous remarquons qu'entre 11^h et 17^h le distillateur statique a un meilleur rendement.

En effet, la température de l'eau préchauffée reste inférieure à celle obtenue par effet de serre dans le distillateur statique. Malgré un bon calorifugeage des conduites, l'eau préchauffée se refroidie durant son parcours entre le distillateur et la cuve de stockage.

Dès la disparition du soleil sur les distillateurs (18^h30 pour cette journée), le rendement du distillateur à ruissellement de saumure devient plus important.

VII. CONCLUSION.

L'étude faite à partir de la simulation que certains paramètres peuvent posséder des valeurs optimales comme

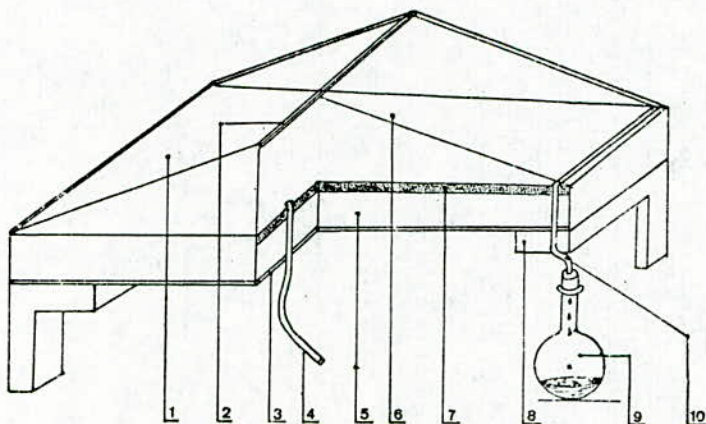
l'inclinaison du toit ou la distance moyenne saumure-toit, l'épaisseur initiale ou le débit de ruissellement de la saumure; et d'autres dont l'augmentation engendre simplement une variation monotone du rendement, c'est le cas de la puissance solaire incidente, de la vitesse du vent et de la température ambiante. La comparaison des rendements des deux distillateurs, à saumure statique et à ruissellement de saumure, a montré qu'il n'était pas intéressant de faire ruisseler la saumure durant la période de fort ensoleillement; sauf si le ruissellement se fait à très faible débit (ce qui revient à considérer pratiquement la saumure comme étant statique) ou si la température de la saumure à l'entrée atteint une valeur supérieure à celle obtenue dans le distillateur statique.

Ainsi la solution adoptée (pour l'amélioration du rendement) met en fonctionnement le distillateur avec saumure statique durant la période où l'ensoleillement est important puis avec ruissellement de saumure préchauffée par le chauffe-eau pendant le fonctionnement statique du distillateur. Ce dernier distillateur donne un rendement amélioré de 30% (Fig.15).

L'étude que nous avons faite ainsi que l'installation de la chaîne d'acquisition et de traitement des données, pourra servir tout utilisateur désireux d'optimiser les paramètres du distillateur qui l'intéressent. Il pourra ainsi améliorer, pour un site donné, la production de son distillateur.

* B I B L I O G R A P H I E *

- 1/- **BAUM et BAIRAMOV,**
"Heat and mass transfert processes in solar stills of hot-box type"
Kazhizhanovsky - Power Institute - Moscou URSS 1963.
- 2/- **P.I. COOPER,**
"The absorption of radiation in solar stills"
Solar Energy Vol.12p. 333 - 346 1969.
- 3/- **P.I. COOPER,**
"The transient analysis of glass covered solar stills"
PhD thesis, University of Western Australia 1970.
- 4/- **S. SOLIMAN,**
"Water distillation by solar energy"
Doctor thesis, Faculty of Engineering Keio University, Tokyo.
- 5/- **BAIRAMOV, RYBAKOVA,**
"Heat and mass transfert in models of solar stills of various configuration"
Geliotechnika, Vol.4 N°4 p 43-47 1968.
- 6/- **ACHILOV, VARDIASHVILI,**
"Study of solar stills of the inclined stepped type"
Geliotechnika, Vol.7 N°5 p 65-69 1971.
- 7/- **ACHILOV, ZHURAEV, AKHTAMOV,**
"Choice of materials and technology for solar stills"
Geotechnika Vol.9 N°5 p 39-44 1973.
- 8/- **CAMPERGUE,**
"Contribution à l'étude du ruissellement plan"
Thèse 3^{eme} cycle, Laboratoire de Thermodynamique
Perpignan 1973.
- 9/- **N'DOYE B,**
"Modélisation informatique de distillateurs solaires"
Thèse 3^{eme} cycle - Université de Perpignan 1978.
- 10/- **KREITH F,**
"Transmission de la chaleur et thermodynamique"
p 484-488, ed. Masson, 1967.



- | | |
|---------------------------------------|--|
| 1. Toit en verre | 6. Trou de vidange |
| 2. Joint d'etancheite (en caoutchouc) | 7. Bac en fibre de verre (peint en noir) |
| 3. Contre - plaque | 8. Boitier en bois |
| 4. Entree de la saumure a distiller | 9. Recipient d'eau distillee |
| 5. Isolant (liege) | 10. Sortie du distillat |

FIG. 1: VUE EN COUPE DU DISTILLATEUR

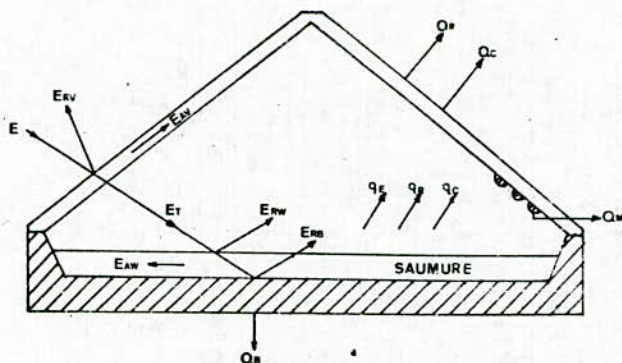


FIG. 2: DIAGRAMME DES FLUX D'ENERGIE DANS UN DISTILLATEUR SOLAIRE.

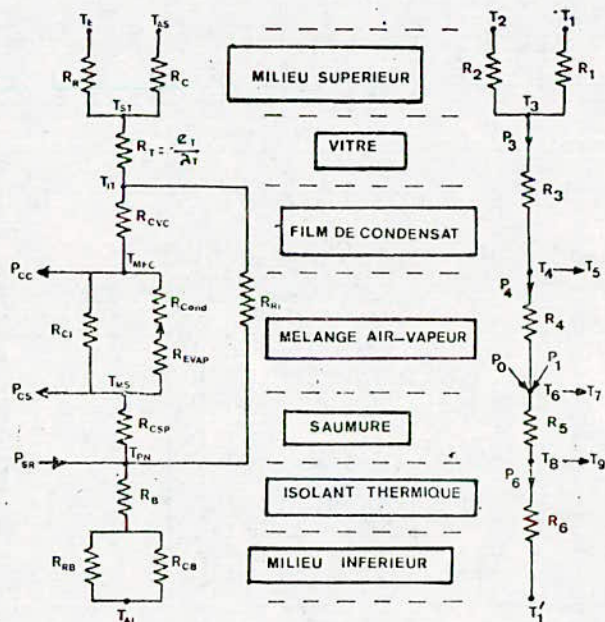


FIG. 3: SCHEMA ELECTRIQUE EQUIVALENT AU TRANSFERT DE CHALEUR DANS UNE SECTION DU DISTILLATEUR A RUISSELLEMENT.

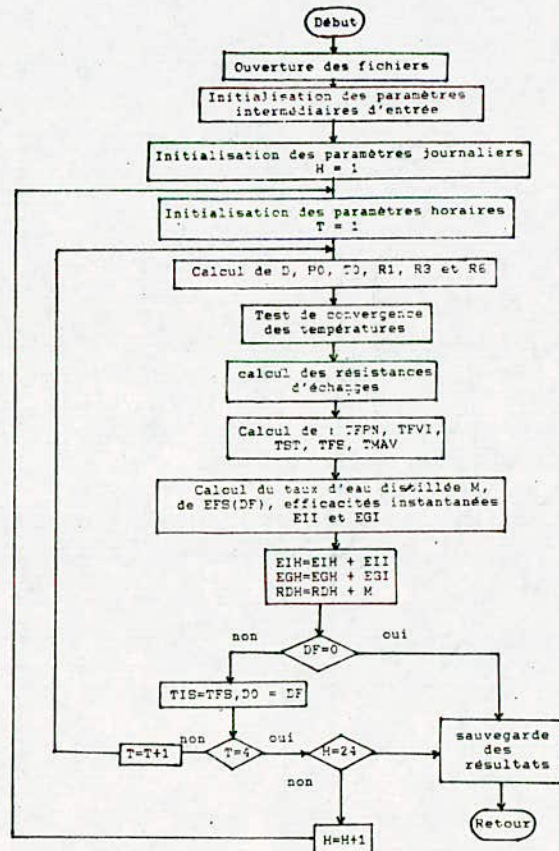


FIG. 4: ORGANIGRAMME DE CALCUL DE LA PRODUCTION DU DISTILLATEUR STATIQUE SIMULE.

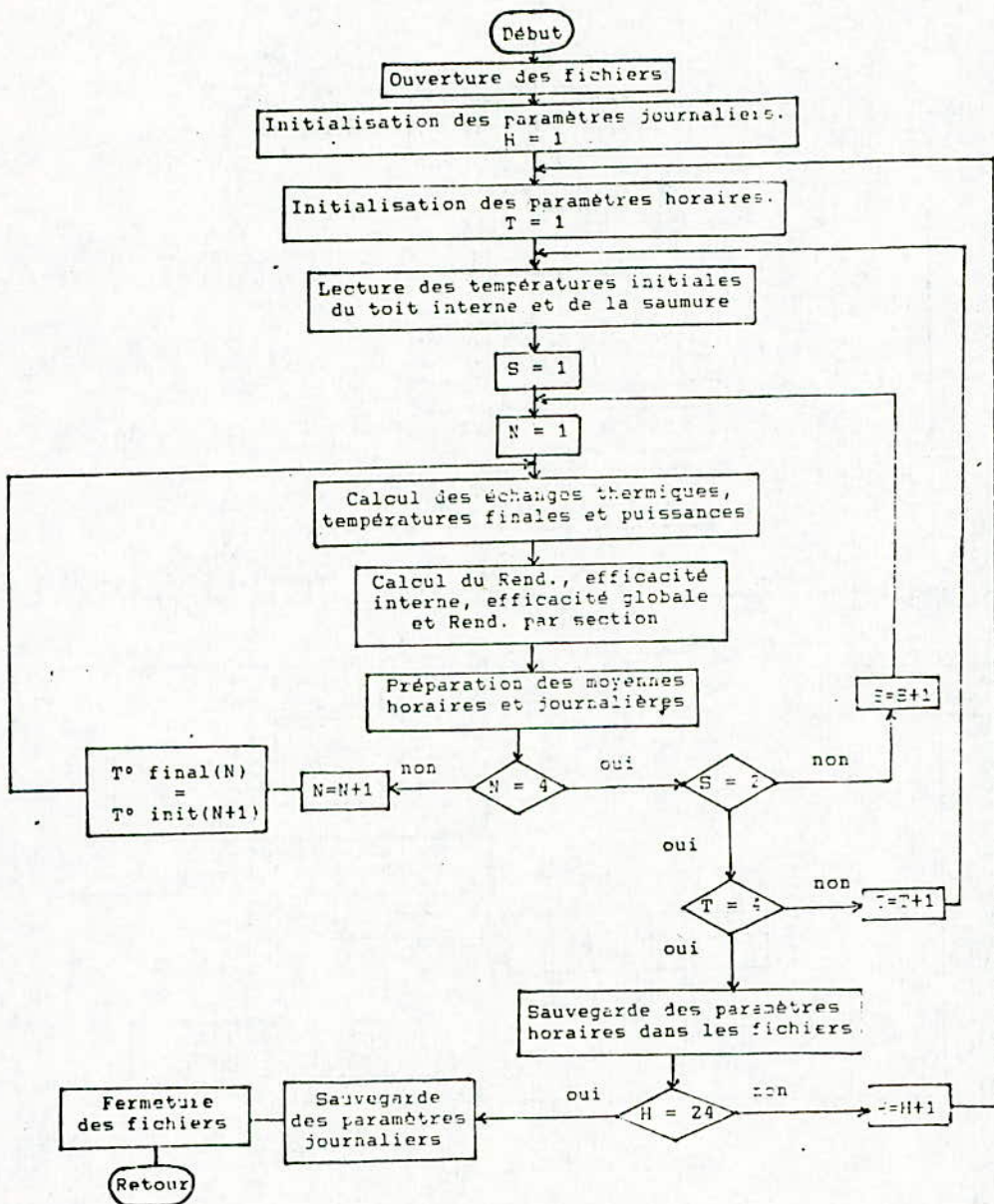


FIG. 5: ORGANIGRAMME DE CALCUL DE LA PRODUCTION DU DISTILLATEUR DYNAMIQUE SIMPLE.

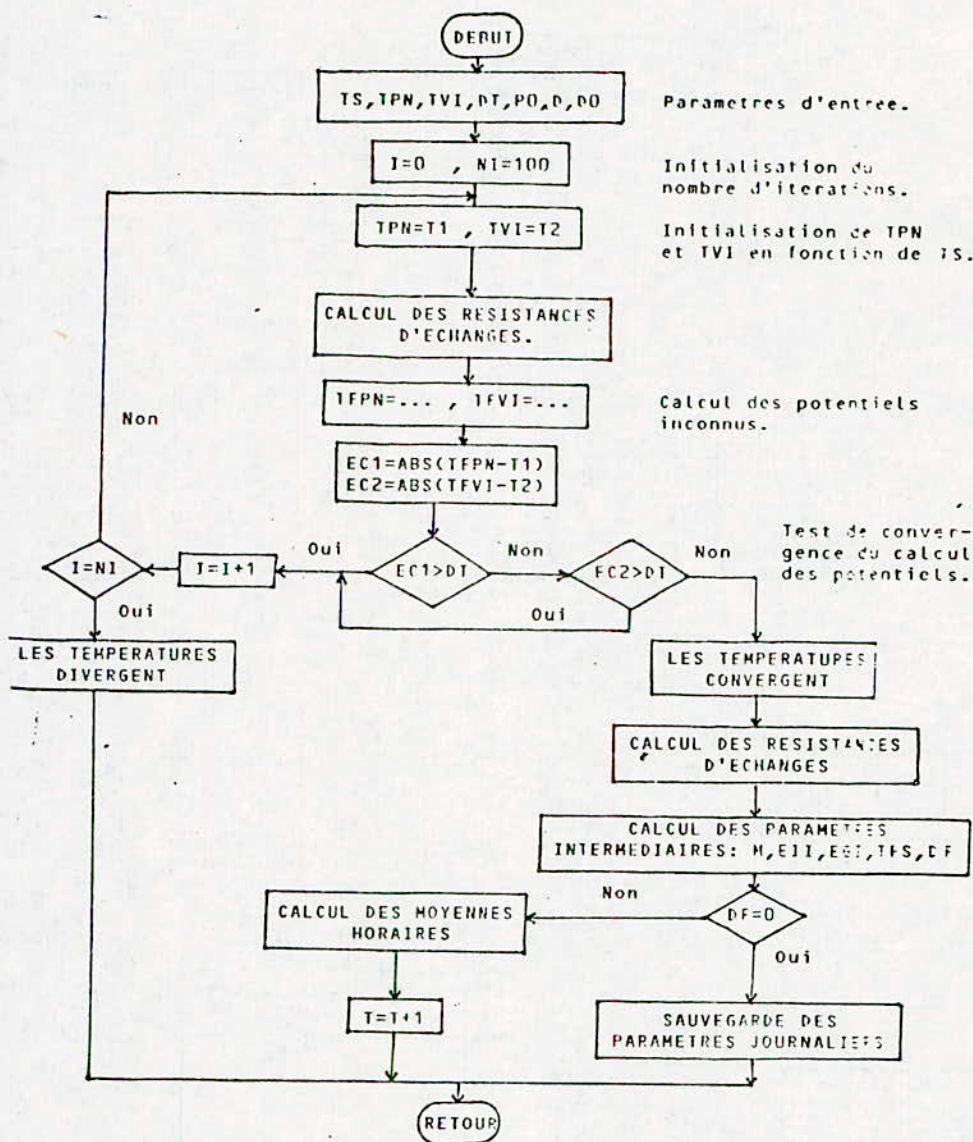


FIG.6: ORGANIGRAMME DE CALCUL DES POTENTIELS INCONNUS ET DE TEST DE CONVERGENCE DES TEMPERATURES.

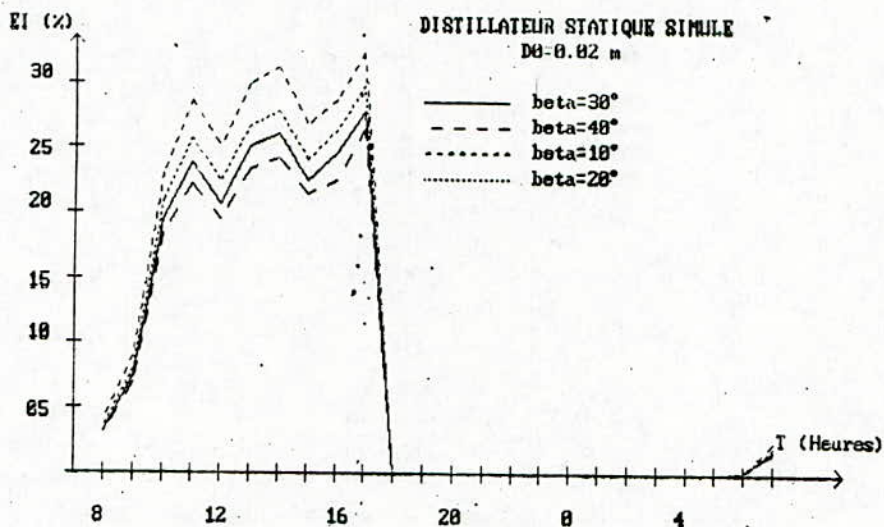


FIG.7: INFLUENCE DE L'INCLINAISON DU TOIT (BETA) SUR L'EFFICACITE INTERNE.

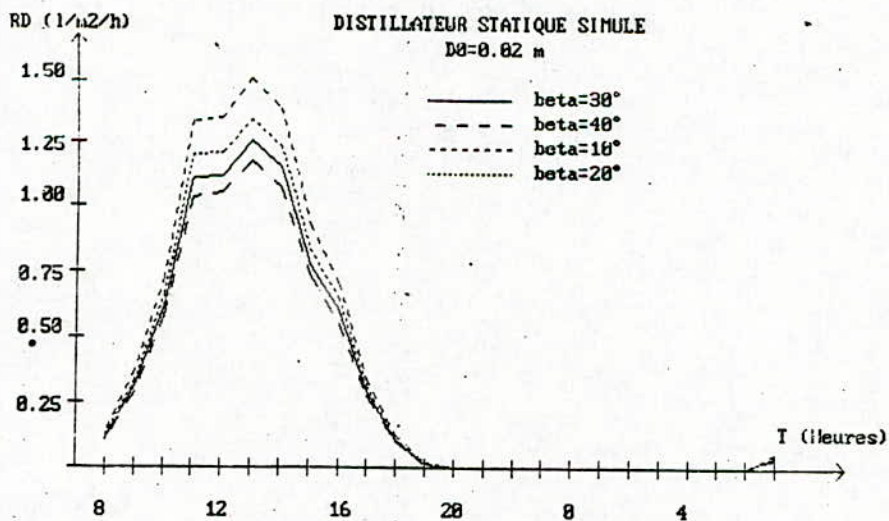


FIG.8: INFLUENCE DE L'INCLINAISON DU TOIT (BETA) SUR LE RENDEMENT.

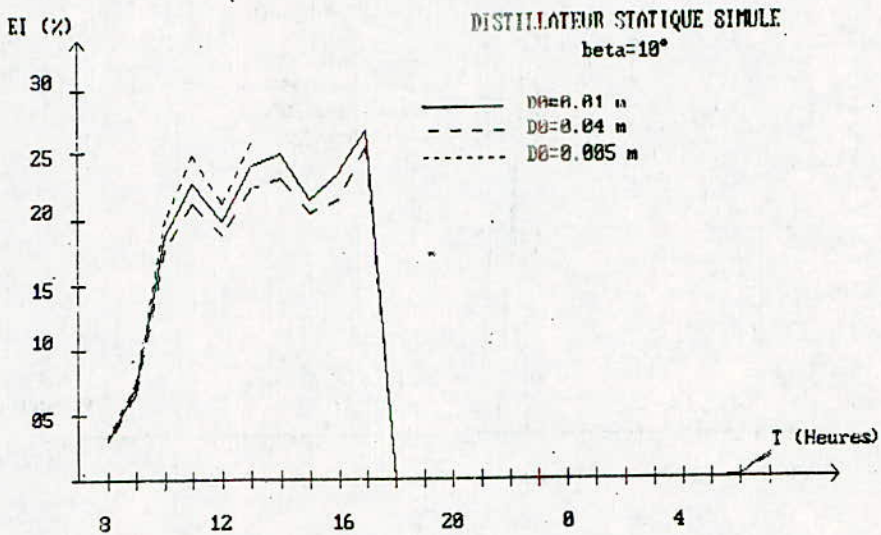


FIG. 9: INFLUENCE DE L'ÉPAISSEUR INITIALE (D_0) DE LA SAUMURE SUR L'EFFICACITÉ INTERNE.

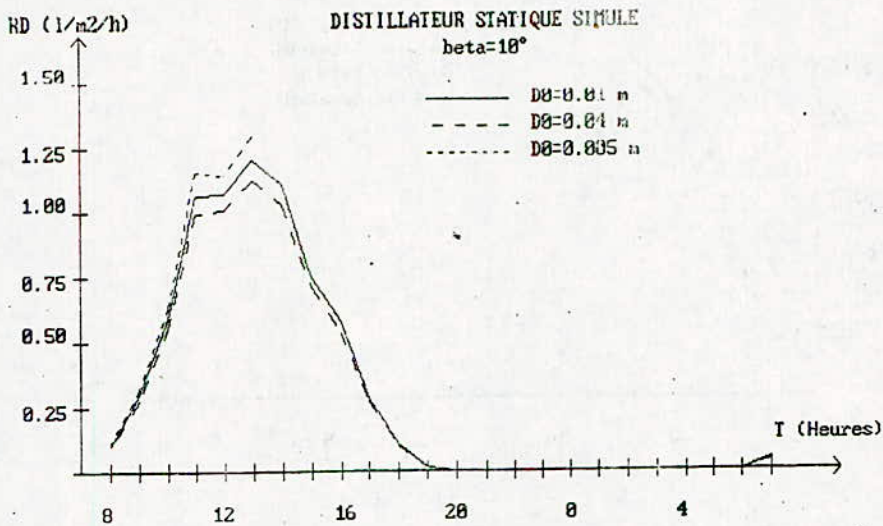


FIG. 10: INFLUENCE DE L'ÉPAISSEUR INITIALE (D_0) DE LA SAUMURE SUR LE RENDEMENT.

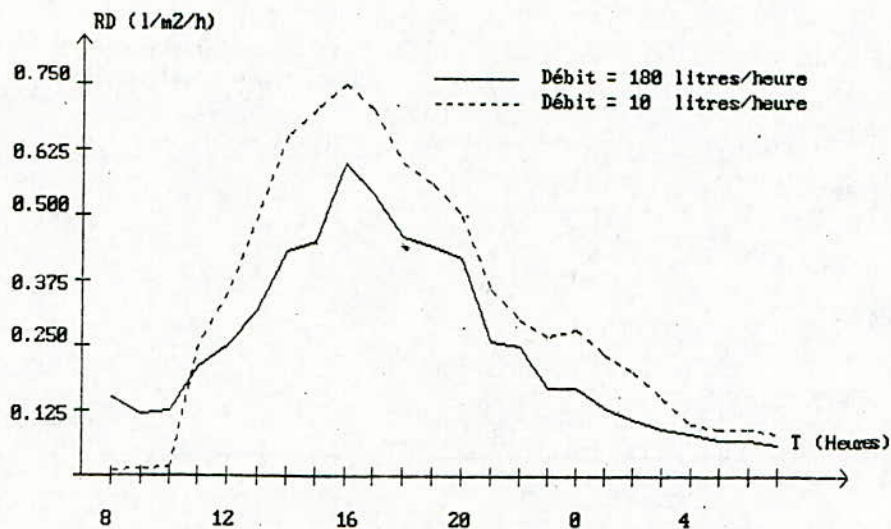


FIG. 11: INFLUENCE DU DEBIT DE RUISSellement DE LA SAUMURE SUR LE RENDEMENT.

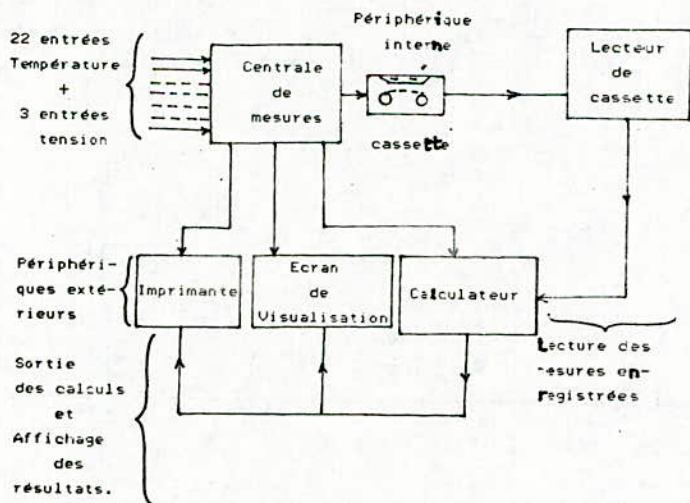


FIG. 12: SCHEMA DE LA CHAINE ACQUISITION ET TRAITEMENT DE DONNEES.

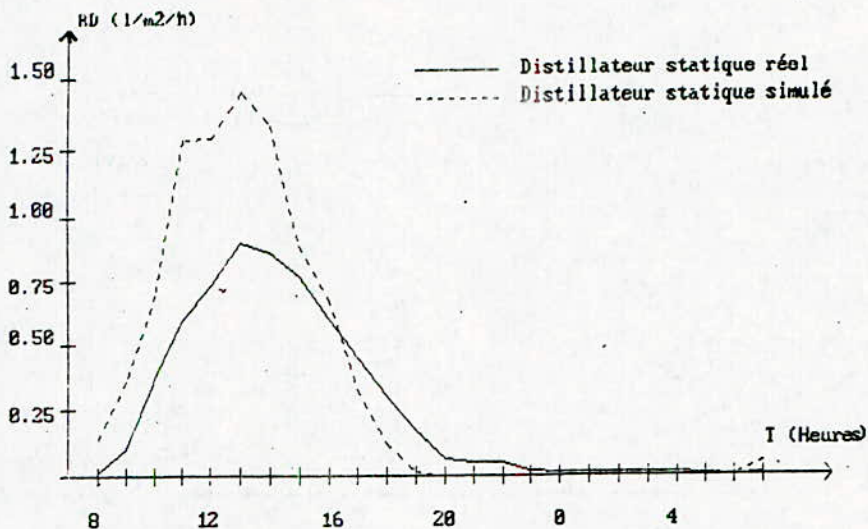


FIG. 13: EVOLUTION DU RENDEMENT DES DISTILLATEURS STATIQUES REEL ET SIMULE.

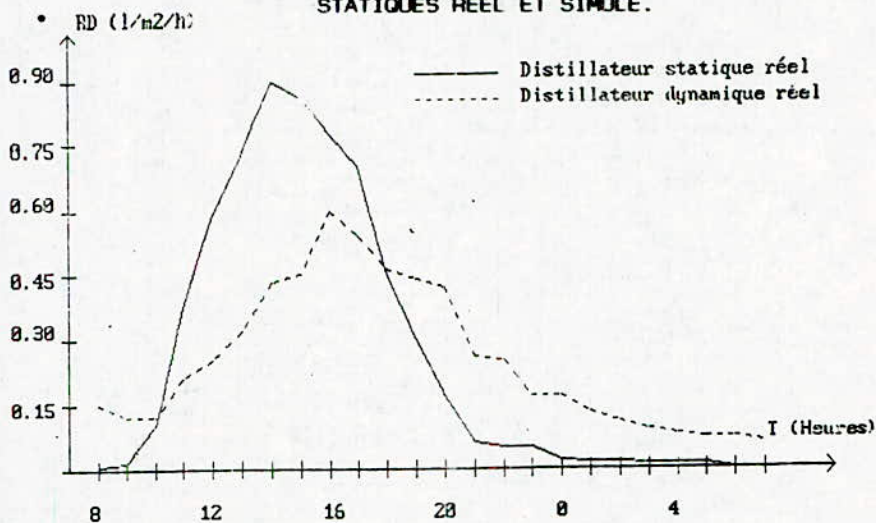


FIG. 14: EVOLUTION DU RENDEMENT HORAIRE DES DEUX DISTILLATEURS "STATIQUE" ET "DYNAMIQUE".

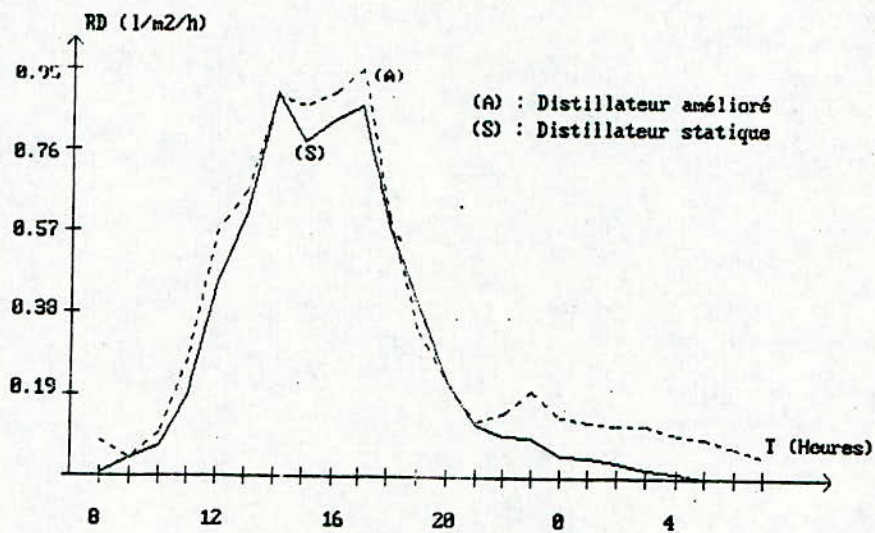


FIG. 15: EVOLUTION DU RENDEMENT HORAIRE DU DISTILLATEUR AMELIORE.



COMMANDE REVERSIBLE DES MOTEURS A COURANT
CONTINU PAR LOGIQUE DE BASCULEMENT

A. MAAZI, R. TAHMI, N. SELLI.

Laboratoire de Machines Electriques
Département de Génie-Electrique
Ecole Nationale Polytechnique

المخلص:
في مختلف أنظمة صناعية، قيادة عكسية للمحركات ذات التيار المتواصل ضرورية. في هذا المقال، نتطرق لدراسة تتلغلق بالتحكم القابل للانعكاس لمحرك ذو تيار مستمر و ذلك بمنطق انعكاسي مع تحليل لفوائده.

Résumé:

Dans divers systèmes industriels, un entraînement réversible à courant continu est nécessaire. Dans cet article, nous proposons une étude faite sur la commande réversible à logique de basculement des moteurs à courant continu ainsi qu'une analyse de ses performances.

Abstract:

In various industrial systems, a reversible drive with d.c. motor is necessary. In this paper, we propose a study concerning the reversible drive with "Logic crossover control" of d.c. motors and an analysis of her performances.

INTRODUCTION.

Les entraînements imposés par les processus industriels exigent une commande adéquate.

Dans notre cas, nous nous intéressons à un entraînement réversible en vitesse.

Pour cela, nous proposons dans cet article l'étude sur la logique de basculement appliquée à un moteur à courant continu à excitation séparée.

La réalisation de cette logique a nécessité la conception de deux ponts de CRAETZ et d'un circuit de basculement. Ceux-ci ont été réalisés au Laboratoire de Machines Electriques du département Génie-Electrique de l'E.N.P.

Dans ce qui suit, nous exposons les résultats obtenus lors de nos essais ainsi que leur interprétation.

NOMENCLATURE.

- Ic : signal de consigne.
- Ix : signal d'existence du courant Ix.
- Iy : signal d'existence du courant Iy.
- Gx : signal d'existence des impulsions d'amorçage pour les thyristors du convertisseur X.
- Gy : même chose que précédemment pour le convertisseur Y.
- U : tension redressée.
- p : puissance active abordée par le système.
- Q : puissance réactive absorbée par le système.
- α : angle d'amorçage.
- U₀ : tension redressée à vide pour $\alpha = 0$.

ΔU_c : chute de tension due à la commutation.

ΔU_t : chute de tension directe des thyristors.

Z : impédance totale en amont des convertisseurs.

Les caractéristiques de la machine utilisée sont:

$P = 2,2 \text{ kW.}$

$U_n = 110 \text{ V.}$

$I_n = 24,5 \text{ A.}$

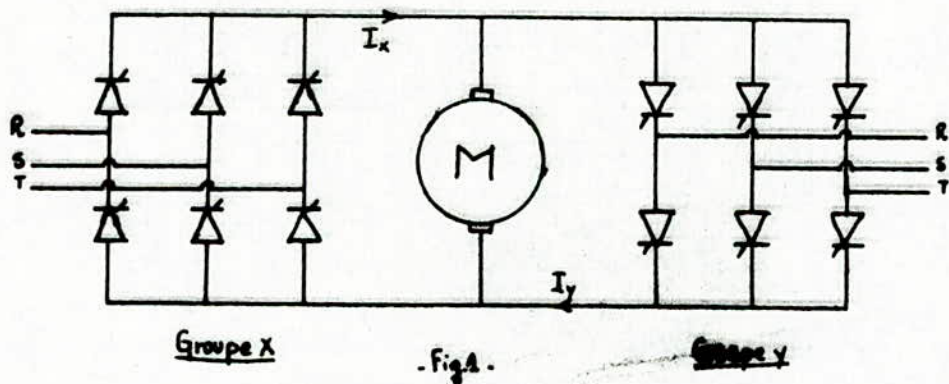
$J_n = 0,95 \text{ A.}$

$N_n = 1800 \text{ tr/mn.}$

FONCTIONNEMENT DE LA LOGIQUE DE BASCULEMENT.

Le convertisseur réversible est réalisé par deux groupes de convertisseurs unidirectionnels montés en tête-bêche aux bornes de l'induit du moteur (fig.1).

Un seul convertisseur fonctionne à la fois, le blocage de l'autre étant assuré par la suppression des impulsions de commande de ses thyristors.



Le fonctionnement d'un tel système est soumis aux conditions suivantes:

- Les deux convertisseurs ne doivent jamais fonctionner ensemble.
- Le déblocage d'un convertisseur est retardé par rapport au blocage de l'autre. En effet, il faut attendre le désamorçage total des thyristors conducteurs avant d'amorcer ceux du second convertisseur.
- L'ordre de basculement ou d'inversion est donné par un signal de référence ou de consigne.

ETUDE DE LA COMMANDE.

Le fonctionnement du circuit de basculement est fonction des paramètres I_c , I_x et I_y . Nous avons donc huit cas de fonctionnement possibles.

Le niveau logique 0 (ou 1) correspond à l'absence (ou la présence) de la variable correspondante. Nous obtenons la table de vérité suivante:

cas	1	2	3	4	5	6	7	8
I_x	0	1	0	1	0	1	0	1
I_y	0	0	1	1	0	0	1	1
I_c	0	0	0	0	1	1	1	1
G_x	1	1	1	0	0	0	0	0
G_y	0	0	0	0	1	1	1	0

Les cas 3 et 6 correspondent à des défauts: La consigne est pour un convertisseur et c'est l'autre qui conduit.

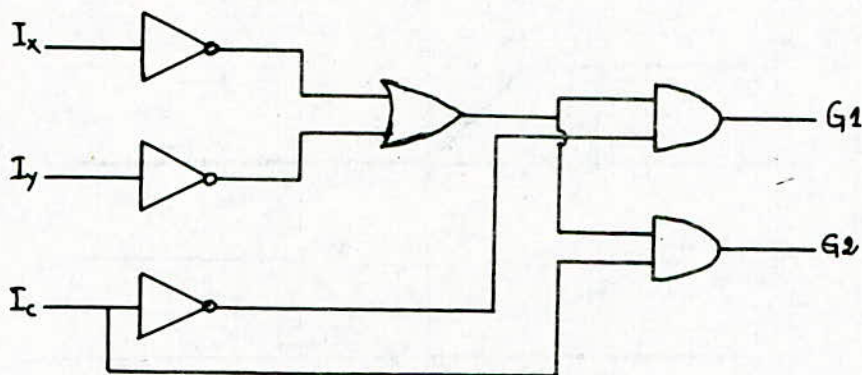
Les cas 4 et 8 correspondent à la conduction simultanée des deux convertisseurs, il se produirait donc un court-circuit,

d'où la nécessité de supprimer les impulsions pour les thyristors des deux convertisseurs.

Les expressions de G_x et de G_y sont:

$$G_x = \bar{I}_c(\bar{I}_x + \bar{I}_y) \quad G_y = I_c(\bar{I}_x + \bar{I}_y)$$

Le circuit logique sera donc (fig.2):



.Fig 2.

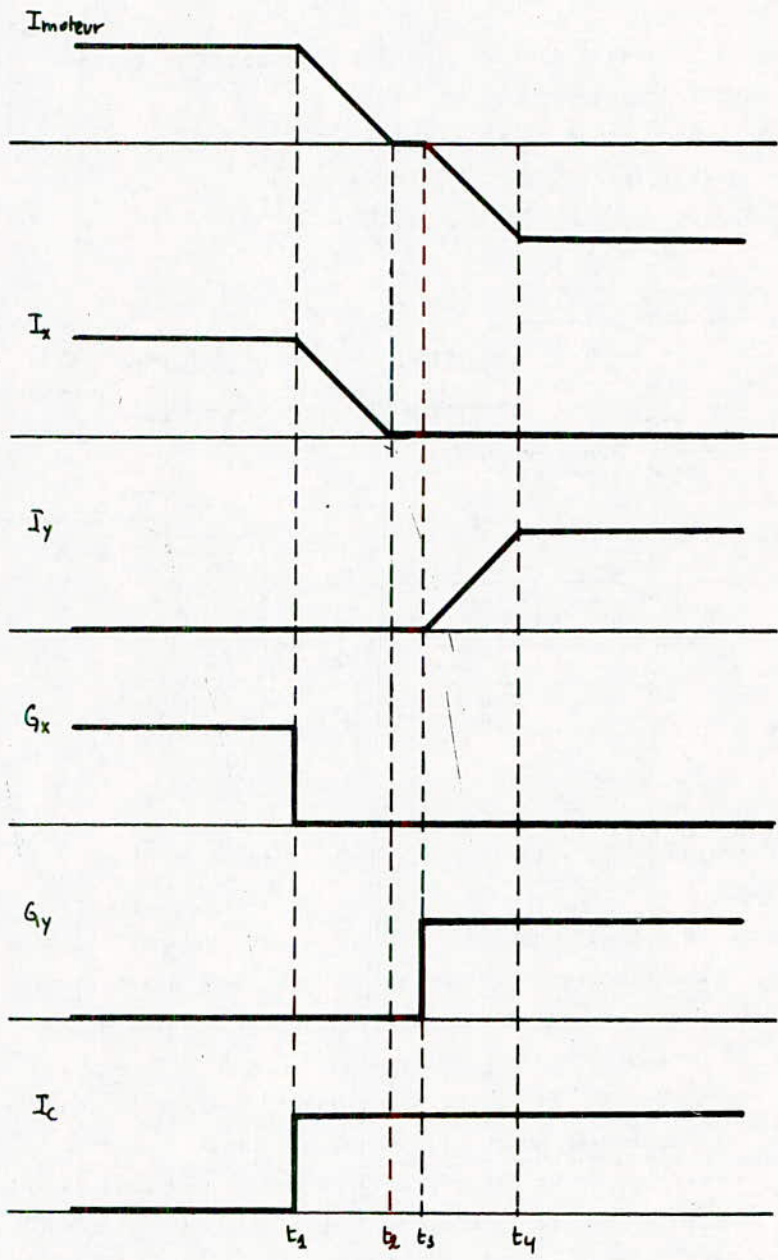
L'inversion de la vitesse se fait de la façon suivante (fig.3).

$t < t_1$: le convertisseur X fournit un courant I_x au moteur à une vitesse N dans un sens donné, le convertisseur Y étant bloqué par la suppression des impulsions au niveau de ses thyristors.

$t = t_1$: on donne l'ordre à la commande d'inverser le sens de rotation du moteur ($I_c = 1$). Les impulsions des thyristors du convertisseur X sont supprimées ($G_x=0$)

$t_1 < t < t_2$: le courant I_x diminue jusqu'à s'annuler ($I_x = 0$)

$t_2 < t < t_3$: retard au déblocage des thyristors du convertisseur Y.



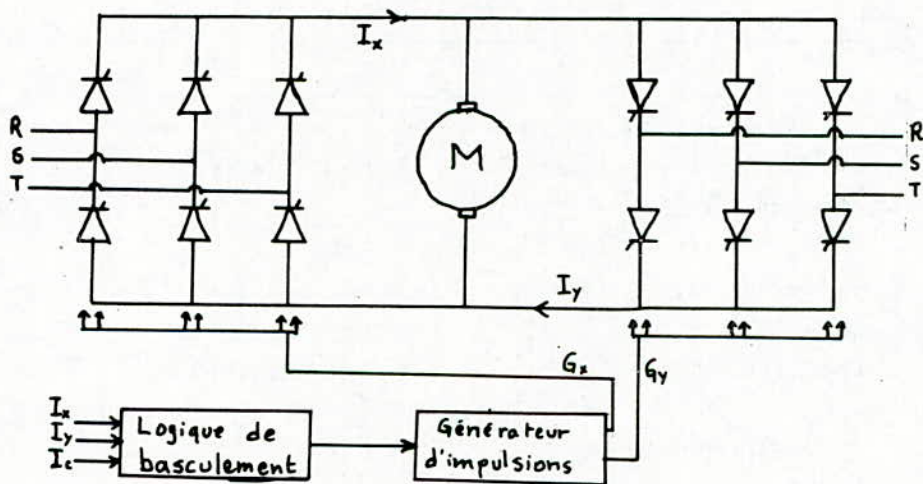
- Fig 3 -

$t = t_3$: on fournit des impulsions aux thyristors du convertisseur Y ($G_y = 1$),

$t_3 < t < t_4$: le courant fourni par le convertisseur Y augmente jusqu'à atteindre sa valeur finale en t_4 .

L'intervalle de temps (t_1, t_4) représente la temporisation totale au déblocage du convertisseur Y.

Le schéma synoptique de la commande est le suivant (fig.4).



- Fig 4 -

INVERSION DE LA VITESSE.

a/ Sans boucle de régulation:

Les fig.5, 6 et 7 nous montrent des enregistrements des inversions de la vitesse et du courant à vide et en charge pour différentes valeurs de la tension d'alimentation du moteur.

La durée d'inversion de la vitesse et du courant a été

définie comme étant la durée pendant laquelle la vitesse varie de $+N$ à $-N$.

Ces durées sont données par le tableau suivant:

U/Un	N (tr/mn)	I (A)	T.inv.N (s)	T.inv.N (s)	N (tr/mn)	I (A)	T.inv.N (s)	T.inv.I (s)	
100%	1900	3,7	1,8	2	1600	15	1,5	1,6	
75%	1350	3,5	2,7	2,5	967	15	1,36	1,4	
50%	867	3,4	3,3	2,8	500	14	1	1	
A VIDE					EN CHARGE				

Lorsque la tension d'alimentation diminue, la vitesse diminue ainsi que le gradient du courant lors de l'inversion.

A vide, la diminution du gradient du courant est prépondérante, il s'ensuit que la durée d'inversion augmente quand on diminue la tension d'alimentation.

En charge, c'est la diminution de la vitesse qui est prépondérante: la durée d'inversion diminue avec la tension d'alimentation.

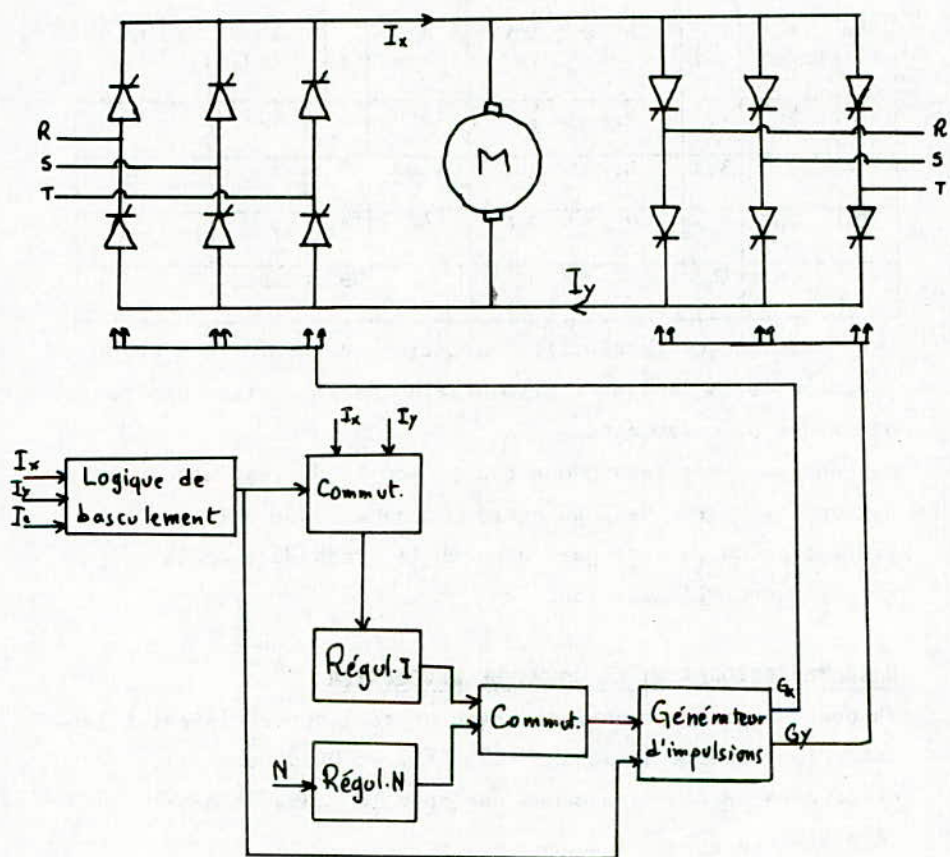
b/ Avec boucle de régulation:

Nous avons réalisé une boucle de régulation de vitesse avec limitation en courant du type parallèle, les régulateurs utilisés sont du type PI.

Dans une telle boucle, seul un régulateur est en service: soit celui de la vitesse, soit celui du courant quand ce dernier dépasse la limite imposée.

Ces deux régulateurs sont entièrement indépendants l'un de l'autre.

La fig.8 nous montre le schéma synoptique d'une telle commande.



- Fig 8 -

Les fig.9, 10 et 11 nous montrent des enregistrements des inversions de la vitesse et du courant à vide et en charge pour différentes valeurs de la tension d'alimentation. Les durées de ces inversions sont données par le tableau suivant:

U/Un	N (tr/mn)	I (A)	T.inv.N (s)	T.inv.N (s)	N (tr/mn)	I (A)	T.inv.N (s)	T.inv.N (s)
100%	1900	3,7	5,6	5,6	1600	15	6,1	6,1
75%	1350	3,5	6,8	7,4	1350	15	5,7	5,7
50%	867	3,4	7	7,6	867	14,5	5	5,2
	A VIDE				EN CHARGE			

Les remarques concernant les variations de ces durées en fonction de la tension d'alimentation de la charge sont les mêmes que précédemment.

Par contre, nous remarquons que la boucle de régulation augmente la durée de l'inversion, ceci est dûe à la limitation du courant qui ralentit la croissance de la vitesse après l'inversion.

CARACTERISTIQUES DE LA COMMANDE REVERSIBLE.

Vu que le système fonctionne avec un seul convertisseur à la fois, les caractéristiques $U(I)$, $P(I)$ et $Q(I)$ pour différents α sont les mêmes que pour la commande non-réversible.

a/ Caractéristique $U(I)$, (fig.12):

Elle est tombante pour un même α . Ceci est dû aux chutes de tension relatives à la source d'alimentation et au convertisseur lui-même:

$$U = U_0 \cos \alpha - ZI - \Delta U_c - \Delta U_t$$

Pour un même I , si α augmente, $\cos \alpha$ diminue et par suite U . Ainsi donc, les caractéristiques $U(I)$ s'abaissent.

b/ Caractéristique $p(I)$, (fig.13):

La puissance active absorbée par le système est (en première approximation):

$$P = UI \cos \alpha$$

Pour α constant, P est proportionnel à UI, la caractéristique aura donc l'allure d'un arc de parabole, mais comme la chute de tension ΔU est peu importante devant l'augmentation du courant, P(I) sera pratiquement linéaire. De même que U(I), si α augmente P(I) s'abaisse.

c/ Caractéristique Q(I), (fig.14):

La remarque précédente est valable pour la puissance réactive consommée, mais dans ce cas, quand α augmente la caractéristique se relève car $\sin \alpha$ augmente.

CONCLUSION.

L'avantage d'une telle commande est de permettre une réversibilité de la vitesse tout en gardant les mêmes caractéristiques que la commande non-réversible.

A l'issue des résultats obtenus, il ressort que le circuit de basculement présente les performances suivantes: faible consommation et temps de réponse très court.

L'introduction de la boucle de régulation limite légèrement les performances dynamiques du système, mais ce léger défaut est largement compensé par ses performances statiques.

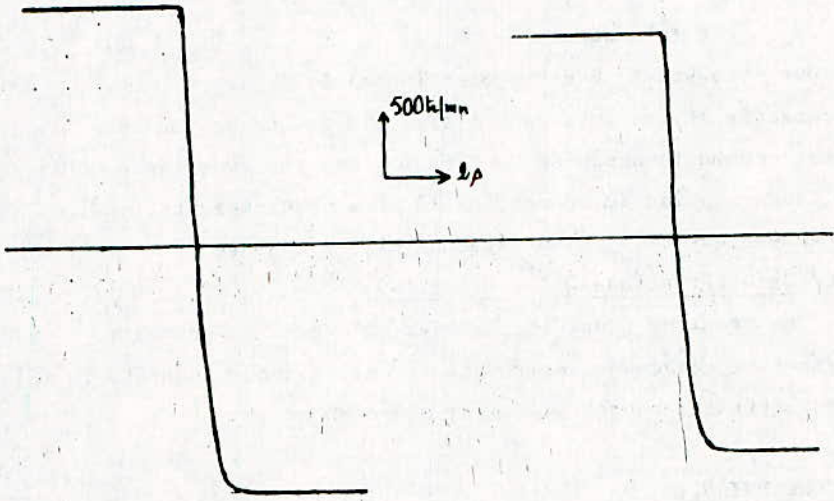


Fig 5-a: inversion de la vitesse du moteur

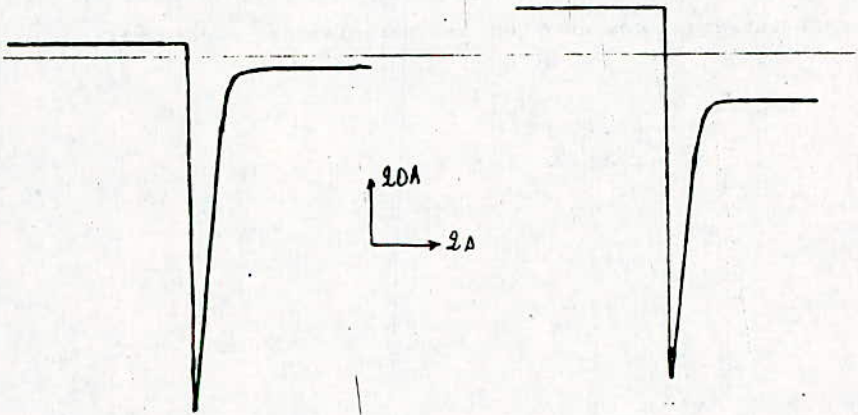


Fig 5.b: Inversion du courant du moteur

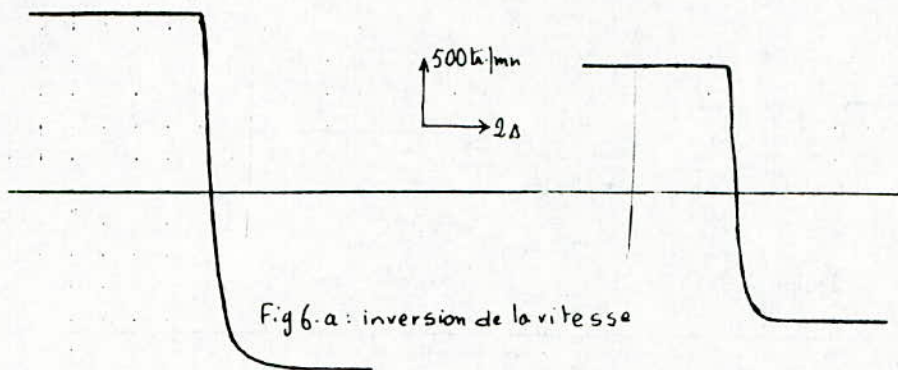


Fig.6.a: inversion de la vitesse

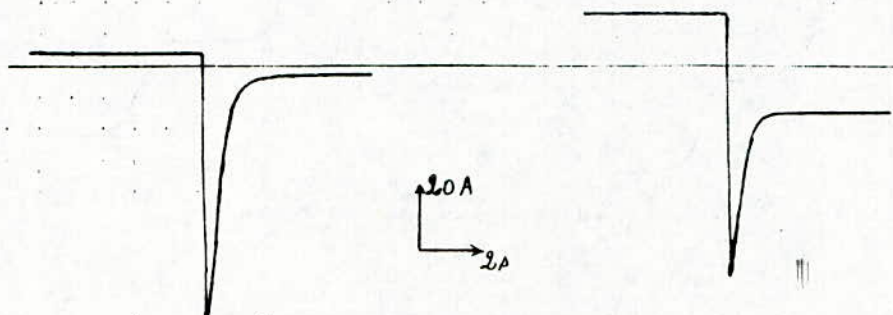


Fig.6.b: inversion du courant

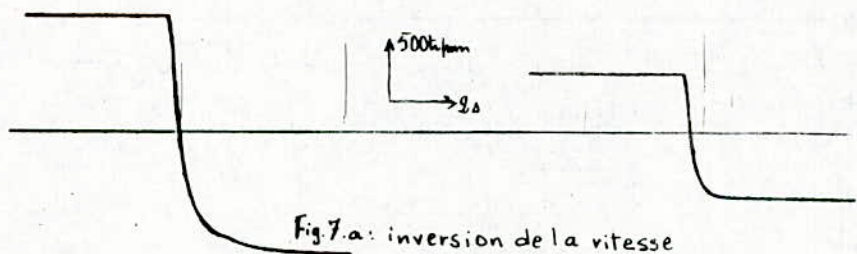


Fig.7.a: inversion de la vitesse

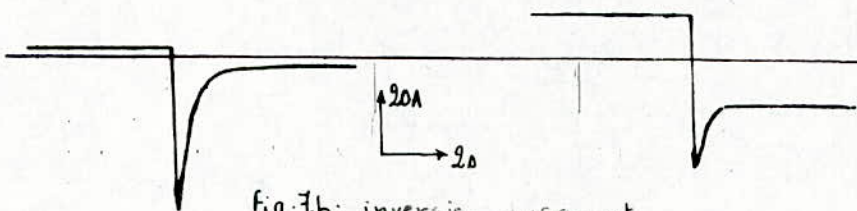


Fig.7.b: inversion du courant

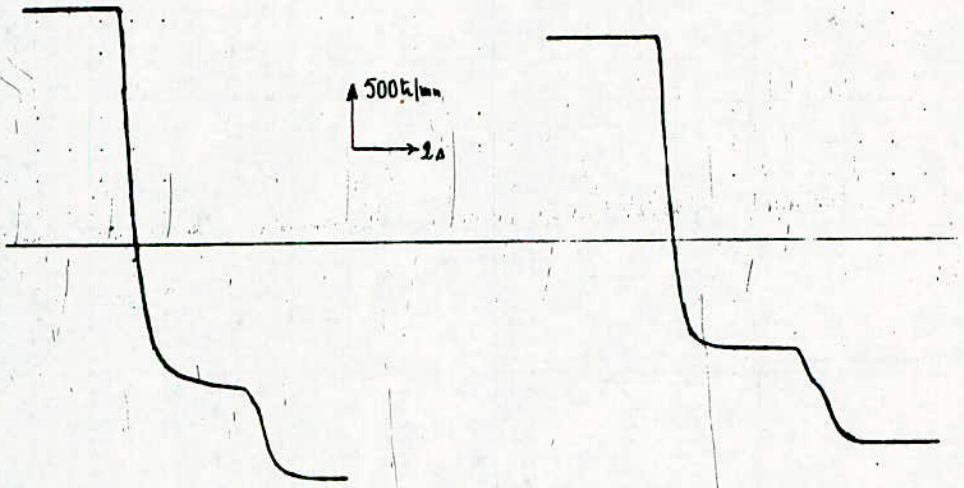


Fig 9.a : inversion de la vitesse

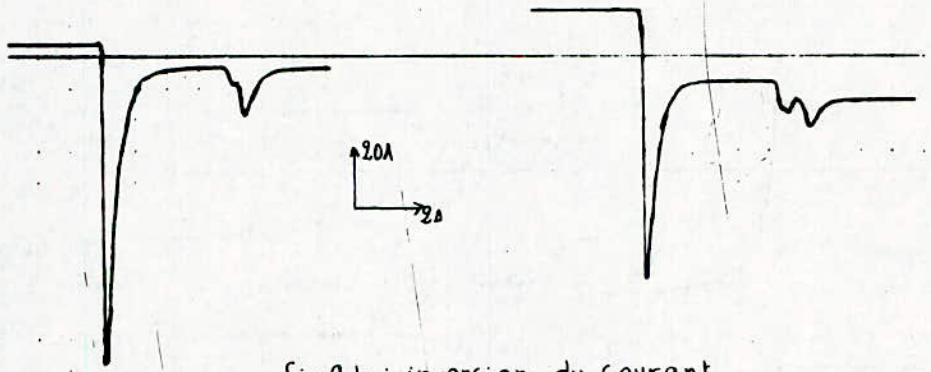
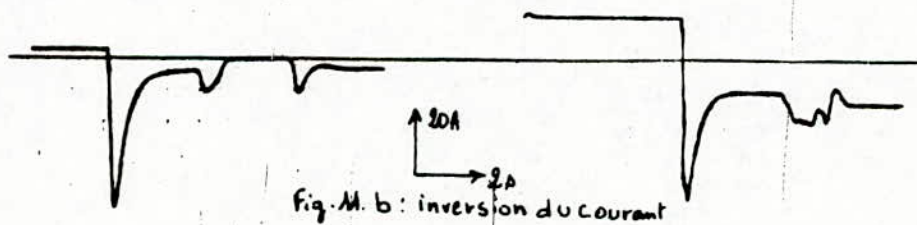
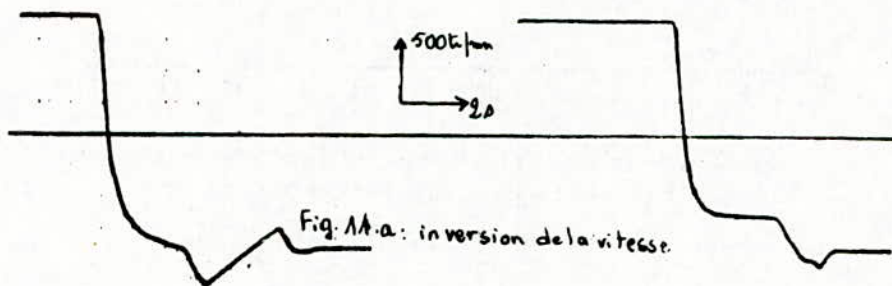
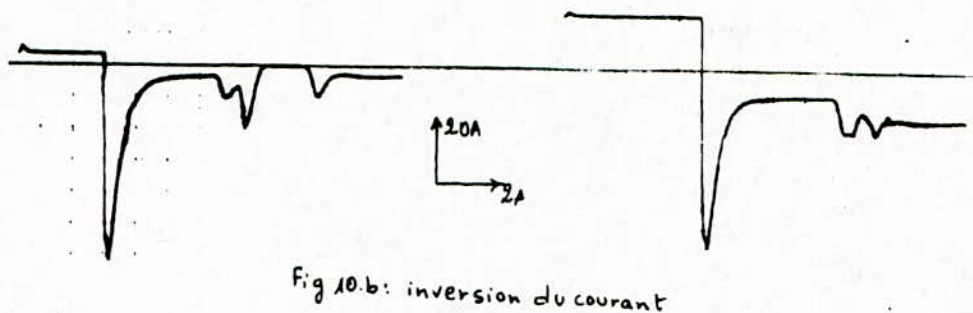
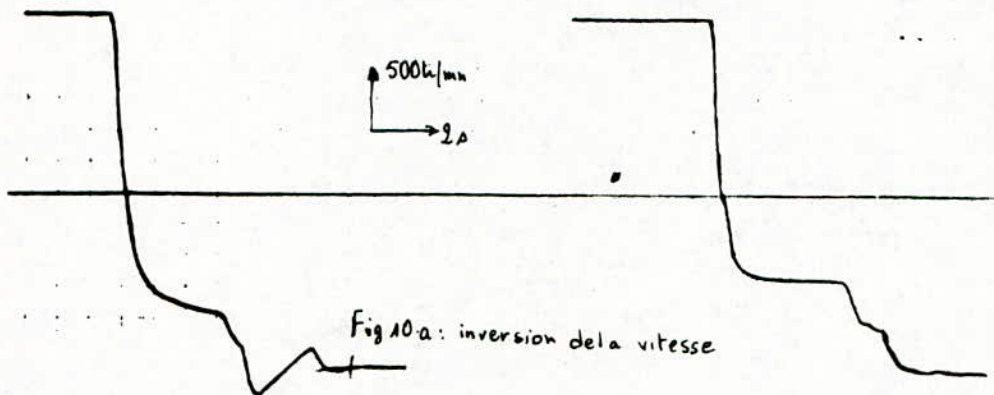


Fig 9.b : inversion du courant



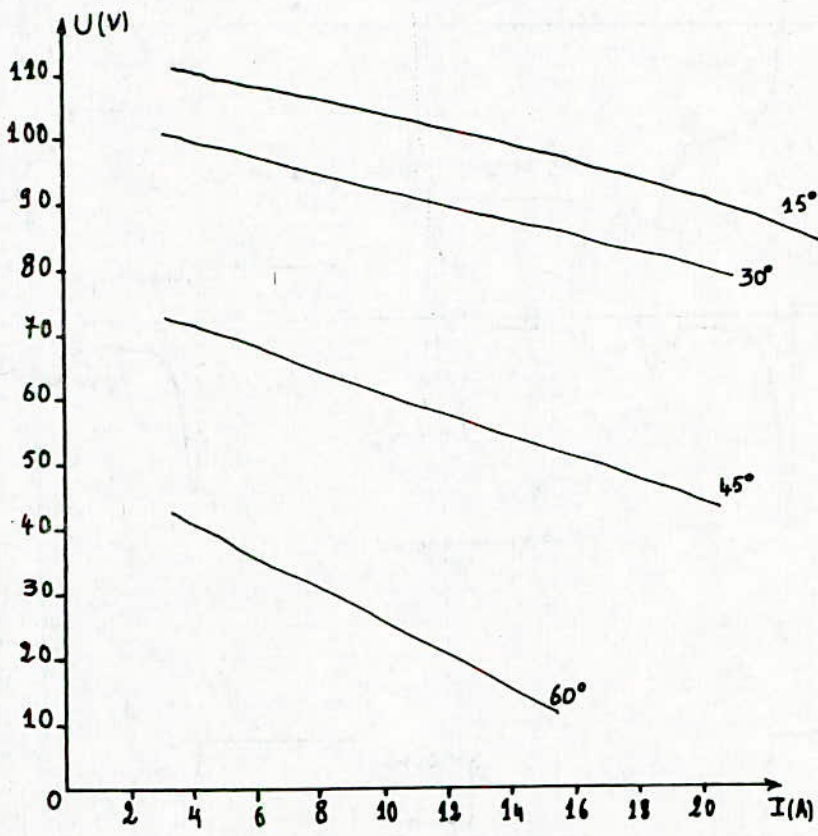


Fig 12: variation de la tension redressée U en fonction du courant I pour différentes valeurs de α .

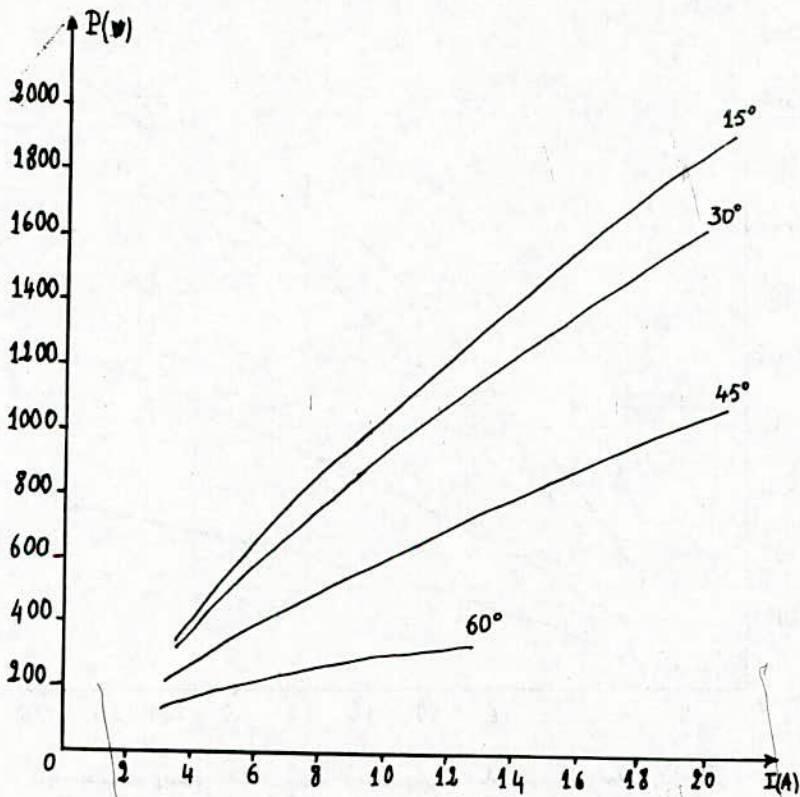


Fig13: - variation de la puissance active consommée en fonction du courant I pour différents α .

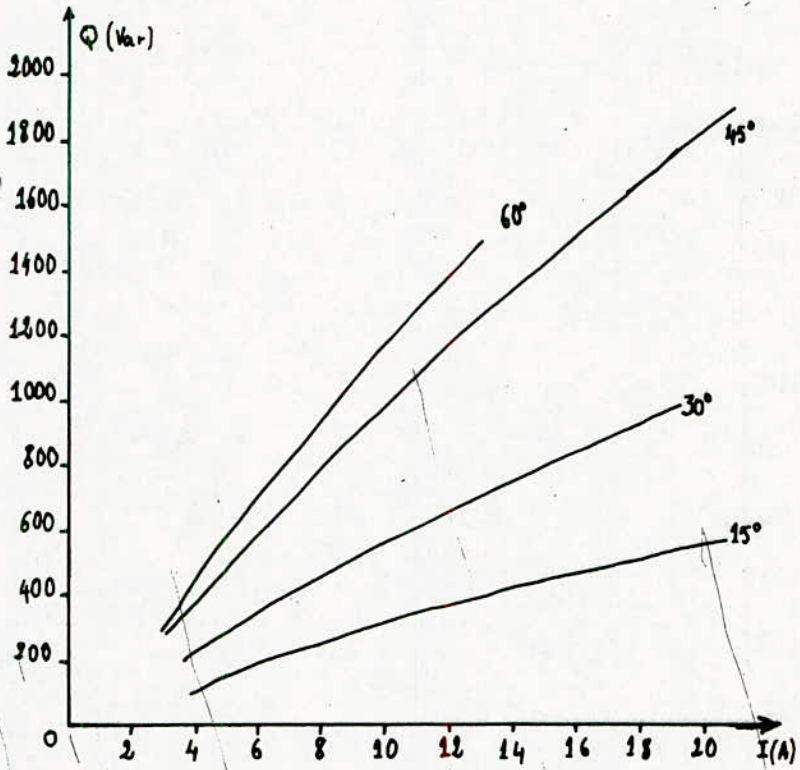


Fig 14 :- variation de la puissance réactive consommée en fonction du courant I pour différents α .

* BIBLIOGRAPHIE *

- 1/ **R. CHAUPRADE,**
"Commande des machines à courant continu"
Editions Eyrolles, 1981.
- 2/ **H. BUHLER,**
"Electronique de puissance"
Editions Dunod, 1981.
- 3/ **H. BUHLER,**
"Electronique de réglage et de commande"
Editions Dunod, 1979.
- 4/ **G. SEGUIER,**
"Les convertisseurs de l'électronique de puissance: T1"
Editions Technique et documentation, 1984.

DIMENSIONNEMENT OPTIMAL EN PHASE ELASTIQUE D'UNE POUTRE EN BETON PRECONTRAINTE

S. LAKHAL; G.Y. FARKAS

Département Génie-Civil
Ecole Nationale Polytechnique

المخلص:

ان مسألة تعيين ابعاد الجائين من البيتون سابق الاجماد ترجع بصفة عامة إلي تعيين خصائص المقطع من البيتون و مقطع قضبان التسليح بحيث تضمن سلامة الجائز في الحالة الحادية للاستعمال و الحالة الحادية. غير ان لا يمكن لنا ان نهمل الجانب الاقتصادي و خاصة الصناعة المسبقة. في هذا البحث التواضع اردنا ان نبين بعض الطرق التي الطرق التي تساعد علي تعيين ابعاد المقطع الي مزم الانعطاف متغير بالطريقة المرنة بحيث نحقق الشروط السكنوية و الاقتصادية للهيكل.

Résumé:

Le problème du dimensionnement d'une poutre en béton précontraint consiste en général à déterminer les caractéristiques de la section du béton et la section des armatures passives et de précontraintes de façon que la sécurité de la poutre soit assurée en état limite de service et en état limite ultime. Cependant, on ne doit pas non plus négligé le côté économique et surtout pour la fabrication des poutres en grandes séries ou la préfabrication. Dans cette modeste recherche, on a essayé de montrer quelques méthodes qui permettent de déterminer les dimensions d'une section soumise à un moment fléchissant variable par la méthode élastique (état limite de service) de façon à satisfaire les conditions statiques et économiques de la structure.

Abstract:

The problem of the design of prestressed concrete beams consist generally of determine the characteristic of the cross section and the reinforcement of the beam based on the criteria of the serviceability and the ultimate limit state. But economy of the structures is also important. This paper present a method to design the dimension and the prestressing force of a prestressed concrete beam based on the theory of elasticity and the creteria of economy.

1. INTRODUCTION.

Le dimensionnement d'une poutre précontraint en état limite de service consiste à déterminer les caractéristiques géométriques de la section du béton, l'intensité de la force de précontrainte à appliquer et son excentricité de façon à limiter les contraintes en service pendant la durée de vie de la structure.

Nous allons étudier une section quelconque d'une poutre isostatique soumise à moment fléchissant d'intensité variable.

La variation des déformées est supposée dans la section (d'après l'hypothèse de Navier-Besoulli).

Les volumes admissibles de compression et de traction du béton ainsi que le moment fléchissant sont connus en état de mise en tension et de mise en service de la structure.

La valeur des pertes de précontraintes est estimée en fonction du mode de réalisation de la précontrainte.

La méthode que nous allons montrer nous permettra de dimensionner la poutre de façon que les contraintes des fibres extrêmes soient vérifiées pour les deux principaux cas de chargement.

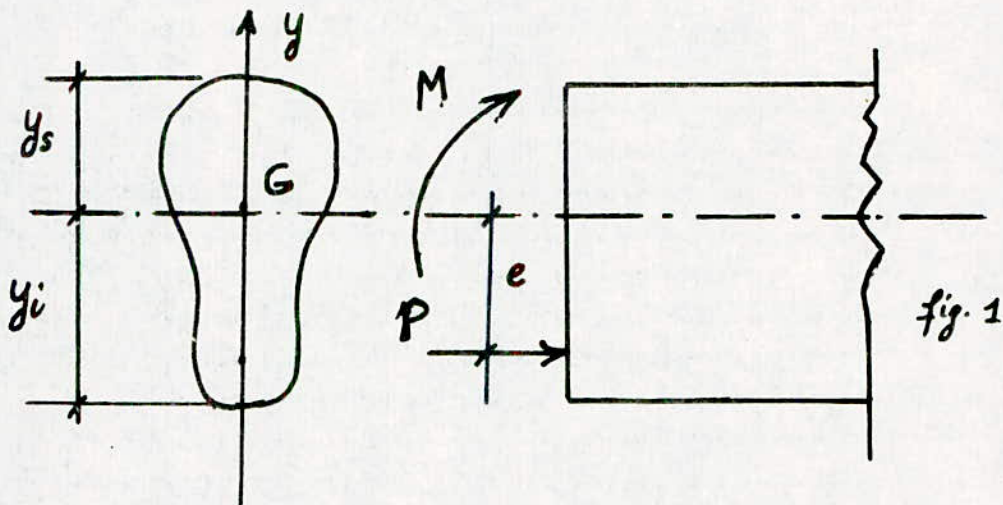
2. INEQUATIONS FONDAMENTALES.

En général une section est sollicitée par un moment fléchissant variable en fonction des actions subies par la poutre.

Soient M_1 le moment minimal de la section qui agit généralement en état de mise en tension de la poutre et M_2 le moment fléchissant maximal de la section en état limite de service de la structure.

Pour pouvoir dimensionner la section, il faut que les contraintes admissibles sur les fibres extrêmes ne soient jamais dépassées sous l'action conjuguée de la précontrainte et du moment maximal ou bien de la précontrainte et du moment maximal.

Nous avons donc quatre conditions fondamentales, tenant compte des désignations de la fig.1



$\bar{\sigma}'$: Contrainte de compression, comptée positivement (ou $\bar{\sigma}_c$)
 $\bar{\sigma}$: Contrainte de traction, comptée négativement (ou $\bar{\sigma}_t$)

A vide (Précontrainte + effet de M_1)

Fibre inférieure:
$$\frac{P}{S} + \frac{P \cdot e \cdot y_i}{I} - \frac{M_1 \cdot y_i}{I} \leq \bar{\sigma}_{c1} \quad (1)$$

Fibre supérieure:
$$P/S - \frac{P \cdot e \cdot y_s}{I} + \frac{M_1 \cdot y_s}{I} \geq -\bar{\sigma}_{t1} \quad (2)$$

En charge: (précontrainte + effet de M_2)

$$\text{Fibre inférieure: } \frac{P}{S} + \frac{P.e.y_i}{I} - \frac{M_2.y_i}{I} \geq -\bar{\sigma}_{t2} \quad (3)$$

$$\text{Fibre supérieure: } \frac{P}{S} - \frac{P.e.y_s}{I} + \frac{M_2.y_s}{I} \leq \bar{\sigma}_{c2} \quad (4)$$

où:

P : désigne l'intensité de la force précontrainte,
 B et I : aire et moment d'inertie de la section du béton
 $\bar{\sigma}_{c1}$, $\bar{\sigma}_{t1}$, $\bar{\sigma}_{c2}$ et $\bar{\sigma}_{t2}$: contraintes admissibles de
 compression et de traction du béton à vide (indice 1) et en
 charge (indice 2).

3. CARACTERISTIQUE GEOMETRIQUE D'UNE SECTION QUELCONQUE:

Les conditions (1) à (4) nous permettent de déterminer:

- La force de précontrainte,
- L'excentricité e et les caractéristiques géométriques de la section.

La solution idéale est obtenue lorsque ces quatre conditions fondamentales se satisfont en forme d'égalités, en posant:

$\bar{\sigma}_p = P/B$: que nous appelons taux de précontrainte.

$M_p = P.e$: moment de précontrainte

$K_i = I/y_i$ et $K_s = I/y_s$: module de flexion.

Les conditions (1) à (4) deviennent:

$$\bar{\sigma}_p + \frac{M_p}{K_i} - \frac{M_1}{K_i} = \bar{\sigma}_{c1} \quad (5)$$

$$\bar{\sigma}_p - \frac{M_p}{K_s} + \frac{M_1}{K_s} = \bar{\sigma}_{t1} \quad (6)$$

$$\nu \sigma_p + \nu M_p / K_i - M_2 / K_i = - \bar{\sigma}_{t2} \quad (7)$$

$$\nu \sigma_p - \nu M_p / K_s + M_2 / K_s = \bar{\sigma}_{c2} \quad (8)$$

Ces quatre nouvelles égalités nous permettent de déterminer les valeurs idéales des modules de flexion de la section, du taux et du moment de la précontrainte en fonction des contraintes admissibles du béton, des moments fléchissants (minimal et maximal).

En éliminant σ_p et M_p dans les équations (5) et (7), on obtient le module de flexion de la fibre inférieure:

$$K_i = \frac{M_2 - \nu M_1}{\bar{\sigma}_{t2} + \nu \bar{\sigma}_{c1}} \quad (9)$$

De même entre (6) et (8), on obtient K_s :

$$K_s = \frac{M_2 - \nu M_1}{\bar{\sigma}_{c2} + \nu \bar{\sigma}_{t1}} \quad (10)$$

On peut voir que le rapport des valeurs de K_i et de K_s ne dépend que des contraintes admissibles du béton et des pertes de la précontrainte:

$$K = \frac{K_i}{K_s} = \frac{\bar{\sigma}_{c2} + \nu \bar{\sigma}_{t1}}{\bar{\sigma}_{t2} + \nu \bar{\sigma}_{c1}} \quad (11)$$

Comme $\nu < 1$ en état limite de service et en général, on a:

$\bar{\sigma}_{t1}$ ou $\bar{\sigma}_{t2} \ll \bar{\sigma}_{c1}$ ou $\bar{\sigma}_{c2}$, le numérateur de la relation (11) est plus grand que le dénominateur de cette expression $\Rightarrow K < 1$.

Ainsi, si nous exigeons que les contraintes sur les fibres extrêmes de la section soient égales aux contraintes

admissibles du béton dans le cas de mise en tension de la poutre et en état limite de service de la structure il faudrait choisir une section dont le module de flexion sur la fibre inférieure soient plus grand que le module de flexion sur la fibre supérieure.

Donc la section doit être en général dissymétrique sauf le cas où $\nu = 1$, $\bar{\sigma}_{c1} = \bar{\sigma}_{c2}$ et $\bar{\sigma}_{t1} = \bar{\sigma}_{t2}$ où elle doit être symétrique.

Si on élimine la valeur de σ_p entre (5) et (6) ou (7) et (8) et on remplace K_1 et K_2 par leurs nouvelles expressions, on obtient:

$$M_p = M_1 + (M_2 - \nu M_1) \frac{\bar{\sigma}_{c1} + \bar{\sigma}_{t1}}{\bar{\sigma}_{c2} + \bar{\sigma}_{c1} + \bar{\sigma}_{t2} + \nu \bar{\sigma}_{t1}} \quad (12)$$

Cas particulier $\bar{\sigma}_{c1} = \bar{\sigma}_{c2}$ et $\bar{\sigma}_{t1} = \bar{\sigma}_{t2}$

$$M_p = \frac{M_1 + M_2}{1 + \nu} \quad (13)$$

De même, on détermine le taux de précontrainte σ_p par les relations (5), (6) ou (8), en tenant compte de (9), (10) et (11).

$$p = \frac{\bar{\sigma}_{c1} - \bar{\sigma}_{t2}}{1 + \nu} \quad (14)$$

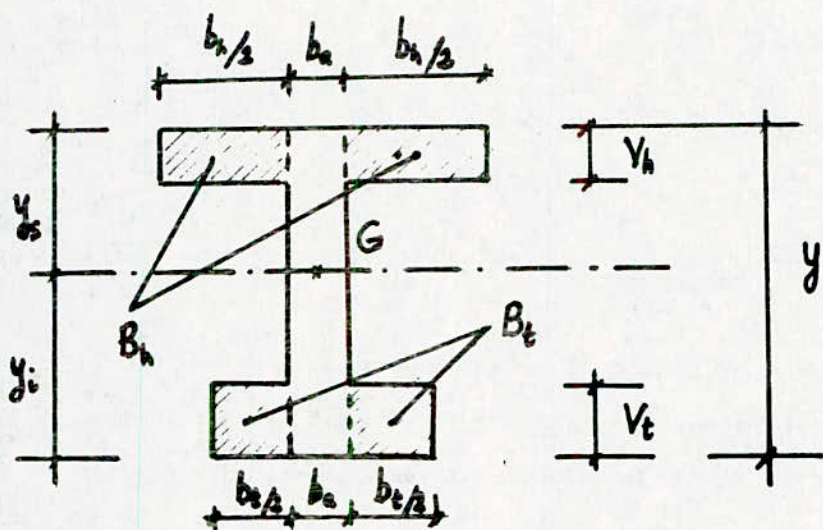
Les expressions (12) et (14) montrent que généralement la valeur idéale du moment de précontrainte dépend du moment minimal et maximal de la section, des contraintes du béton

et des pertes de précontrainte; tandis que le taux de précontrainte dépend que des contraintes admissibles du béton et des pertes de précontrainte.

En général, il n'est pas facile de trouver une méthode qui satisfait aux conditions (5), (6), ..., (8) et le résultat n'est pas précis à cause de l'estimation des pertes de précontrainte.

4. DIMENSIONNEMENT D'UNE SECTION EN DOUBLETTE.

Sur la base des relations (5) à (8), nous allons montrer une méthode approchée qui permet de déterminer l'aire nécessaire d'une section en doubleté, dissymétrique dont les caractéristiques géométriques sont indiquées sur la fig.2.



Soit M_s : le moment fléchissant des surcharges (connu)

Sachant que $M_p = P.e = \sigma_p . B.e$ $B = \frac{M_p}{\sigma_p . e}$ (15)

B : aire de la section du béton.

En supposant que: $\bar{\sigma}_{c1} = \bar{\sigma}_{c2}$ et $\bar{\sigma}_{t1} = \bar{\sigma}_{t2}$

l'expression (13) donne: $B = \frac{M_1 + M_2}{\sigma_p . e (1 + \gamma)}$ (16)

Si M_1 le moment minimal de la section ne dépend que du poids propre de la poutre, on peut écrire: $M_1 = \alpha B$ (17)

où $\alpha = f$ (de la portée l et du poids spécifique de la poutre γ_b).

En tenant compte que $M_2 = M_s + M_1$, on obtient l'expression suivante pour déterminer la section nécessaire du béton avec $M_1 = \alpha B$.

$$B = \frac{M_s}{e \sigma_p (1 + \gamma) - 2\alpha} \quad (18)$$

Supposons que la hauteur totale de la section y soit connue ainsi que V_h et V_t (épaisseurs respectives du hourdis et du talon).

et sachant que: $k = \frac{K_i}{K_s} = \frac{Y_s}{Y_i}$ $y_s = ky_i$ (19)

avec $y_i = \frac{Y}{1 + K}$; $y_s = y - y_i$

Cela nous permet de calculer directement la section du hourdis et du talon:

$$B_h = \frac{bay^2 + B*(2y - V_t) - 2y_s B}{2y - V_h - V_t} \quad (20)$$

$$\text{avec: } B_t = B* - B_h \quad (21)$$

$$B* = B - bay \quad (22)$$

$$\text{On obtient: } b_h = \frac{B_h}{V_h} \quad \text{et} \quad b_t = \frac{B_t}{V_t} \quad (23)$$

Il faut vérifier à la fin du calcul que les dimensions inconnues de la section ainsi déterminées satisfont bien aux relations(9) et (10), sinon, on doit modifier la hauteur totale de la section.

Le déroulement du calcul (calcul itératif) est le suivant:

1/ Choix des caractéristiques du béton, des épaisseurs de l'âme et du talon, calcul de M_s (moment fléchissant des surcharges) et du coefficient γ , estimation de la valeur du coefficient (qui caractérise les pertes de précontraint approximative).

2/ Calcul de la hauteur totale approximative de la section qui peut être effectuée généralement par la relation:

$$y_1 = \frac{l}{17 \cdot 20} \quad (l: \text{ portée de la poutre}) \quad (24)$$

3/ Détermination des distances du centre de gravité de la section totale aux fibres extrêmes selon la relation (19) et de l'excentricité e (fonction du mode de réalisation de la

précontrainte et de l'enrobage des aciers).

4/ Calcul du taux de précontrainte $\bar{\sigma}_p$ et de B (aire de la section du béton) et calcul de B_t , B_h , b_t , et b_h .

5/ Calcul du module de flexion sur la fibre inférieure (ou supérieure) de la section par l'expression suivante:

$$K_{i1} = \frac{b_a \cdot y^3 + 3b_a \cdot y(2y_s - y)^2 + b_h v_h^3 + 3B_h(2y_s - v_h)^2}{12 y_i + \frac{b_t v_t^3 + 3B_t(2y_i - v_t)^2}{12 y_i}}$$

et la comparer à sa valeur nécessaire K_i donnée par la relation (9).

6/ Si la valeur de K_{i1} ne s'accorde pas avec sa valeur nécessaire, on doit modifier la hauteur de la section par l'expression suivante:

$$Y_2 = \frac{K_{i1}}{K_i} Y_1 \quad (26)$$

et reprendre ainsi le calcul à partir de la 3^{eme} étape.

Exemple: Détermination de la section optimale du béton d'une poutre isostatique constante et la force de précontrainte minimale.

Les données:

$\bar{\sigma}_c, \bar{\sigma}_t$: Contraintes admissibles du béton.

b_a : épaisseur de l'âme.

V_h, V_t : épaisseurs de l'hourdis et du talon.

$M_s = 3MN.m$: moment maximal des surcharges (donnée).

$l = 20m$: longueur de la portée de la poutre (donnée).

$\gamma_b = 0,025MN/m^3$: poids spécifique du béton.

$\gamma = 0,75$: coefficient des pertes de précontrainte
(dépend du procédé).

EN : Enrobages des armatures.

Pour obtenir la solution optimale, on a considéré deux cas:

- le cas où on aura une seule nappe,

- le cas où on aura deux nappes.

$b_a = 0,15$: le cas d'une seule nappe,

$b_a = 0,25$: le cas de deux nappes.

V_h : varie de 8cm jusqu'à 24cm avec un pas de 1cm.

$\bar{\sigma}_c$: 21 jusqu'à 30 avec un pas de 3Mla.

S_t : $f(S_c)$ d'après le règlement.

$V_t = 0,20$ (0,30 ou 0,45: cas de 2 nappes).

EN = 0,10 ou 0,15 (cas de 2 nappes).

Pour chercher la solution optimale, on a établi un programme sur micro-ordinateur (Olivetti), qui nous donne rapidement en fonction des données la section optimale et la force de précontrainte P_{\min} correspondante, le programme est indiqué ci-dessous avec:

$$S_c = \bar{\sigma}_c$$

$$M_s = M_s$$

$$S_t = \bar{\sigma}_t$$

$$L = l$$

$$BA = b_a$$

$$N_u = \gamma$$

$$VT = V_t$$

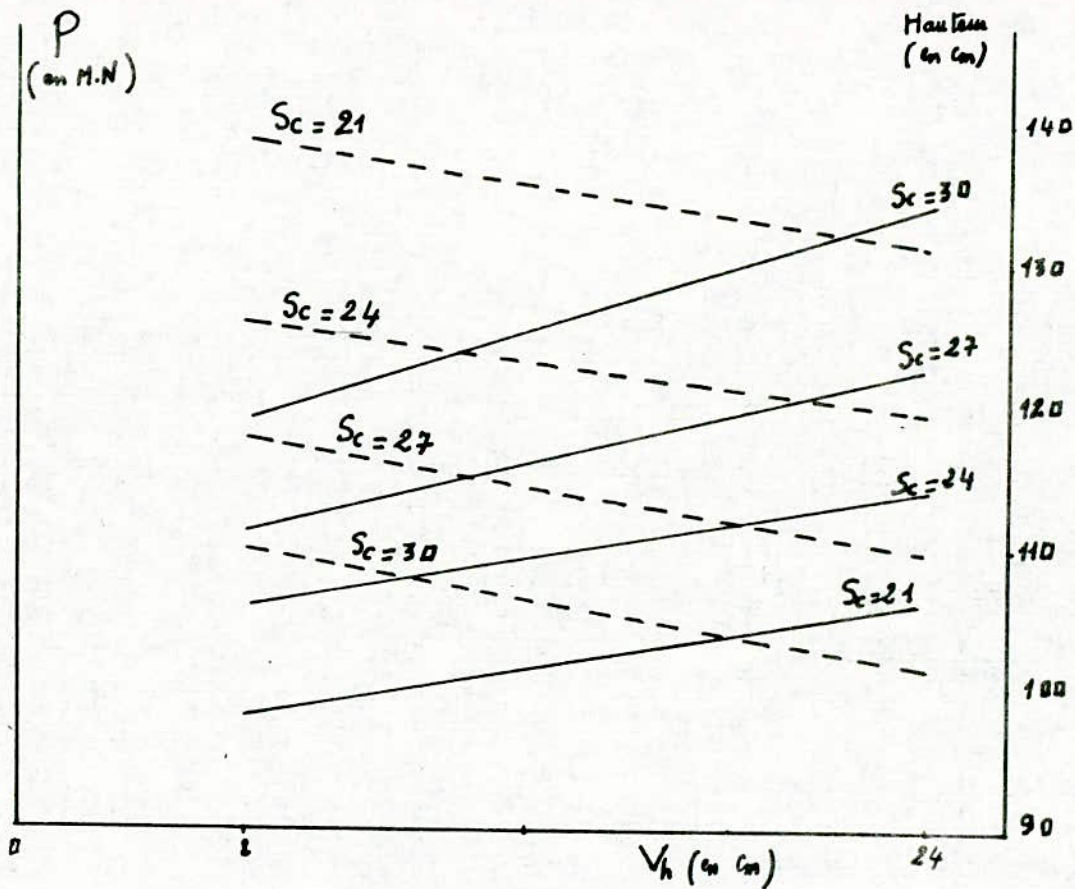
$$GB = \gamma_b$$

$$VH = V_h$$

$$EN : \text{Emobage}$$

et P : force de précontrainte.

On a regroupé le résultat du 1^{er} cas (qui était plus prépondérant) dans un graphe.



Le graphe (Section optimale)

Le trait continu représente : la force de précontrainte (en M.N.).

Le trait en pointillé : la hauteur.

```

10 REM OPTINISATION
20 REM PRINT "DONNER LA VAL Sc ,St,Ba,Vt,Ms,L,Gb,nu,enrobage "
30 DIM P(100)
40 I=0
50 SC=30:ST=2.4:BA=.15:VT=.2:MS=3:L=20:GB=.025:NU=.75:EN=.1
60 REM PRINT "SC=";SC,"ST=";ST,"BA=";BA,"VT=";VT,"MS=";MS,"L=";L,"GB=";GB,"NU=";
NU,"EN=";EN
70 FOR VH=.08 TO .25 STEP .01
80 J=1:I=I+1
90 AL = GB*L^2 / B : H = L/15 : KA =(SC+NU*ST)/(ST+NU*SC)
100 SP =(SC -ST)/(1+NU)
110 YI = H /(1+KA) : E =YI - EN
120 B = MS /(E*5P*(1+NU) -2*AL)
130 BE =B -BA*H
140 BH =(BA*H^2+BE*(2*H-VT)-2*B*(H-YI))/(2*H-VH-VT)
150 BT = BE - BH
160 LH = BH/VH : LT = BT /VT
170 YS = H -YI
180 KI=BA*H^3 +3*BA*H*(2*YS - H)^2 +LH*VH^3
190 KI = KI +3*BH*(2*YS -VH)^2 +LT*VT^3 +3*BT*(2*YI -VT)^2
200 KI = KI /12/YI
210 KIN =(MS +AL*B*(1-NU)) /(ST +NU*SC)
220 IF ABS(KI-KIN) / KIN < .01 THEN GOTO 270
230 J=J+1 :IF J >10 THEN INPUT "continue-je",C$
240 IF C$ ="n" THEN STOP
250 IF J>10 THEN J=1
260 H = H*KI /KIN :GOTO 110
270 P(I) = SP * B
280 REM PRINT "P(";I;")=";P(I)
290 REM PRINT "hauteur =" ;INT(100*H) /100,"m"
300 REM PRINT "largeur du houndis";INT(100*(BA+LH)) /100,"m"
310 REM PRINT "largeur du talon:" ;INT(100*(BA+LT)) /100,"m"
320 NEXT VH
330 XMAX=250:YMAX=30
340 GOSUB 410
350 I=0
360 FOR T=40 TO XMAX STEP XMAX/25
370 I=I+1
380 S=P(I)
390 PSET(T,S)
400 NEXT T:END
410 CLS:SCREEN 3
420 VIEW(0,0)-(480,300)
430 WINDOW(0,0)-(XMAX,YMAX)
440 LINE(0,0)-(XMAX,0)
450 LINE(0,0)-(0,YMAX)
460 FOR I=0 TO XMAX STEP XMAX/10
470 LINE(I,-YMAX/100)-(I,YMAX/100)
480 NEXT I
490 FOR I=0 TO YMAX STEP YMAX/8
500 LINE (-XMAX/100,I)-(XMAX/100,I)
510 NEXT I
520 RETURN

```

* B I B L I O G R A P H I E *

1/ **A. FUENTES,**

"La précontrainte dans le bâtiment"
Eyrolles, 1983.

2/ **LACROIX; FUENTES,**

"Le projet de béton-précontraint"
Eyrolles.

3/ **R. BAUS,**

"Cours de béton précontraint"
Université de Liège, 1977.

**INFLUENCE DU DEUXIEME MODE DE VIBRATION SUR
LE COMPORTEMENT SISMIQUE DES STRUCTURES
RIGIDES SUR SOL MEUBLE ELASTIQUE**

Z. DJILLALI-BERKANE; P. BONNEVILLE

Département Génie-Civil
Ecole Nationale Polytechnique

المخلص: الهدف في هذا البحث هو دراسة تاثير الطور الثاني للاهتزاز على التصرف الزلزالي للمباني الصلبة ذات الاساسات المستطيلة و المقامة فوق طبقة سمكية من التربة الرخوة، و ذلك حسب خصائص المنشأة و الأساس، و هو التأثير الذي يهمل عادة اثناء الحسابات العادية لقد اعتمدنا في دراسة هذا التأثير على طريقة (نوايض التربة) تبعا لحومل مختلفة (ارتفاع المبنى، و ارتفاعه عند القاعدة) و اقترحنا طرقا مناسبة للحل و فقه لارتفاع المبنى الذي يمتبر العامل الاساس.

Résumé

L'objet de la recherche est d'examiner l'influence du deuxième mode de vibration sur le comportement sismique des structures rigides à fondation rectangulaire, reposant sur une importante formation de sol meuble, selon les caractéristiques de la structure et la fondation, influence non prise en compte dans les calculs usuels. Cette influence est étudiée par la méthode des "Ressorts de sol", pour une structure à fondation superficielle en fonction de différents paramètres (élancement de l'ouvrage, dimensions de la base). Selon la valeur de l'élancement, qui est le paramètre prépondérant, des méthodes de calcul appropriées sont proposées.

Abstract

The aim of this research is to study the influence of the second vibration mode on the seismic behaviour of rigid structures with rectangular foundations resting on an important layer of on elastic soil, according to the characteristics of the structure and foundation. This influence, which is not taken into account in the usual calculations, is determined by the "soil spring" method for a structure with superficial footing as a function of different parameters (slenderness of structure, dimensions of the basis). Appropriate design method are proposed depending on the slenderness which is the most influencing parameter.

1. INTRODUCTION.

Le problème des structures rigides est extrêmement fréquent en Génie-Sismique, puisqu'il concerne les bâtiments de faible et moyenne hauteur et même le comportement initial des bâtiments relativement élevés tant que les remplissages participent à la rigidité (cas du comportement de la plupart des bâtiments d'El-Asnam lors du séisme en 1980).

Les règlements parasismiques actuels ne tiennent pas compte de l'influence relative du deuxième mode sur le comportement sismique des structures rigides (période fondamentale inférieure à 0,5 s).

Les paramètres de l'interaction sol-structure qui la conditionnent sont encore mal connus et les spectres de réponse réglementaires peu adaptés à ce problème.

Pour les structures reposant sur sol meuble, l'influence du deuxième mode peut être assez importante.

L'objet de la recherche est de l'examiner pour une structure rigide à fondation rectangulaire superficielle soumise à une sollicitation sismique horizontale, selon les caractéristiques de la structure et de la fondation.

2. ETUDES ANTERIEURES ET CHOIX DES METHODES DE CALCUL.

L'analyse du comportement dynamique des structures rigides sur sol meuble est essentiellement un problème d'interaction sol-structure.

Les études de réaction dynamique du sol sous une fondation sont assez récentes, et de nombreuses recherches en ce domaine sont actuellement en cours.

Les méthodes les plus récentes et les plus précises définissent ces réactions à partir de "Fonctions

d'impédances" dépendant de la pulsation. Elles ont été développées en premier lieu pour les fondations de machines et pour le cas de fondations circulaires (1), (2), (3). Les méthodes de "Ressorts de Sols" (5), (6), (7), plus anciennes représentent un cas particulier de "Fonction d'impédances"(3). Elles donnent une approximation satisfaisante pour les premiers modes de vibration des structures aux actions sismiques.

Dans les calculs dynamiques du présent travail, les actions du sol sont donc prises en compte par la méthode des "Ressorts de Sols" selon des valeurs de rigidité correspondant à l'hypothèse tridimensionnelle du "demi-espace élastique", de préférence à l'emploi de méthode plus élaborées mais bidimensionnelles telles que la "méthode des éléments finis"(7) .

Le calcul dynamique modal classique (8), (9) en utilisant un spectre d'accélération, est par ailleurs le mieux adapté pour examiner l'influence du deuxième mode, en, faisant varier les paramètres géométriques de la structure et de la fondation.

3. CONDUITES DES CALCULS ET RESULTATS.

Le calcul dynamique est tout d'abord traité pour une structure homogène à fondation rectangulaire en faisant varier les deux paramètres:

- L'élanement $\lambda = \frac{21}{2b}$ (rapport de la hauteur de la

hauteur de la structure à la largeur de la fondation dans la direction sismique).

- Le rapport de la fondation $2b/L$ (L étant la dimension de la fondation dans le sens perpendiculaire à l'action sismique); ce rapport détermine le coefficient sans dimension:

$$\gamma' = kc/k.r^2 = 3.kc/k.b^2$$

k et kc étant les rigidités en translation et en rotation déterminées par exemple par les formules de BARKAN et GORBUNOV-POSSADOV (5)(6).

$$k = k_x = 4(1 + \nu)G\beta_x \sqrt{cd}$$

$$kc = k_r = \frac{G}{1 - \nu} \beta_\psi 8 cd^2$$

Ces formules s'expriment en fonction du module de glissement G du sol, du coefficient de POISSON ν , des dimensions de la fondation c et d (avec $2c=L$, et $2d=2b$) et des coefficients sans dimensions β_x et β_ψ qui sont donnés par les graphes de WHITMAN et RICHARD (9).

Sur la base de ces formules, le coefficient γ' varie pour les bâtiments courants de 2 à 6 (10).

Selon la méthode des ressorts de sols, la structure soumise à la composante du mouvement sismique selon Ox , est modélisée par une poutre rigide OG supportant une masse concentrée m et un moment d'inertie massique j_G . Le sol est modélisé par un ressort horizontal de raideur k et un ressort de rotation autour de Oz de raideur kc (fig 1)

Pour un mouvement d'entraînement selon l'axe de symétrie Ox ,

le mouvement relatif de la structure est défini par le vecteur déplacement $\begin{Bmatrix} u \\ 0 \end{Bmatrix}$ u étant la translation du point O (centre de la base) et 0 la rotation de l'axe Oz (fig.1).

D'où la matrice de masses

$$M = \begin{vmatrix} m & ml_G \\ ml_G & j_0 \end{vmatrix}$$

(l_G étant la cote du centre de gravité de la structure à la base).

et la matrice de rigidités:

$$k = \begin{vmatrix} k & 0 \\ 0 & kc \end{vmatrix}$$

Selon la méthode de résolution matricielle classique en dynamique des structures.

- Les pulsations propres sont données par:

$$\omega_{1,2} = \frac{kj_0 + mkc \pm \left[(kj_0 + mkc)^2 - 4kmkcj_G \right]^{1/2}}{2 \cdot m \cdot j_G}$$

j_G, j_0 : moments d'inertie massiques par rapport à G et O.

- Les vecteurs propres:

$$\{\theta\} = \begin{Bmatrix} d_j \\ 1 \end{Bmatrix} \quad \text{avec } d_j = \frac{l_G}{1 - k/m\omega_j^2}$$

- Les pseudo-accélérationes

$$\ddot{U}_j = a_j \cdot d_j \cdot S_{aj}$$

$$\ddot{\theta}_j = a_j \cdot S_{aj}$$

$$\text{avec } a_j = \frac{m(d_j - l_G)}{m(d_j - 2l_G)d_j + j_0}$$

$$\text{* A la cote } y: \ddot{U}_y = \ddot{U}_j - y \cdot \ddot{\theta}_j$$

$\ddot{u}_y = 0$ pour $y = \ddot{u}_j / \ddot{\theta}_j = d_j$ (centre de rotation).

Dans le cas d'une structure homogène (fig.1):

$$I_G = 1, \lambda = 1/b \quad \text{avec} \quad \gamma' = kc / \frac{k \cdot b^2}{3}$$

Les pulsations propres deviennent:

$$\omega_1 = \frac{k}{m} \cdot \frac{4\lambda^2 + 1 + \gamma' \mp \sqrt{4\lambda^2 + 1 + \gamma' - 4}}{2(1 + \lambda^2)}$$

$$\omega_2 = \frac{k}{m} \cdot \frac{4\lambda^2 + 1 + \gamma' \pm \sqrt{4\lambda^2 + 1 + \gamma' - 4}}{2(1 + \lambda^2)}$$

avec:

$$d = \frac{1}{1 - k/m\omega^2} = \delta l$$

et:

$$a = \frac{3\lambda^2(\delta - 1)}{3\lambda^2\delta(\delta - 2) + 4\lambda^2 + 1} \cdot \frac{1}{1}$$

Les périodes réduites $T_1 \sqrt{\frac{k}{m}}$ et $T_2 \sqrt{\frac{k}{m}}$ en fonction de l'élanement λ sont données pour différentes valeurs de γ' en fig.2. k/m étant constant, ces courbes représentent la variation des périodes propres en fonction de l'élanement.

La fig.3 donne les diagrammes de pseudo-accélérations en fonction de la cote y , valeurs rapportées à la lecture S_a du spectre d'accélération pour chaque mode.

La position du centre de rotation pour les deux modes est représentée par les diagrammes de la fig.4 mais apparaît également sur les diagrammes de pseudo-accélérations fig.3 comme des points d'accélérations nulles.

L'influence de la répartition des masses d'un bâtiment a été examinée. Elle est très faible par rapport à celle des

paramètres λ et $\gamma'(10)$.

Le cas des fondations évidées (semelles) a été également comparé au cas du radier général auquel il peut se ramener en modifiant la valeur de γ' fig.5 (10).

L'analyse des graphes et résultats montre que trois cas sont à considérer, selon l'élançement, pour la conduite pratique des calculs.

- Les structures très basses ($\lambda \leq 0,5$) se comportent pratiquement comme des oscillateurs de translation pure, selon la période $T = 2\pi \sqrt{m/k}$ et un champ d'accélération maximale uniforme égale à la valeur correspondante du spectre d'accélération. Ce mouvement de translation est très voisin de celui du premier mode, et conduit à un calcul sécuritaire par rapport à la superposition modale.

- Les structures d'élançement faible ou modéré ($0,5 < \lambda < 2$) pour lesquelles l'influence du deuxième mode est importante, et un calcul dynamique modal est nécessaire. (la méthode des "Ressorts de sols" donne en ce cas une précision suffisante).

- Pour les structures élancées ($\lambda \geq 2$) l'influence du deuxième mode est également importante. Le mouvement du mode fondamental est proche d'une oscillation autour du centre de la base, et, pour le deuxième mode, la valeur de la période est voisine de la demi-période de translation pure. D'où la proposition du calcul simplifié suivant:

- Le premier mode est assimilé à une oscillation de rotation autour du centre de la base, selon la rigidité K_c :

$$T = 2\pi \sqrt{J_0/k_c}$$

Pour les structures homogènes:

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{1 + 4\lambda^2}{\gamma'}}$$

avec une erreur maximale de:

16% pour $\lambda = 2$

6,5 pour $\lambda = 3$

5,6 pour $\lambda = 4$

* Pseudo-accélération à la cote y :

$$\ddot{U}_y = \frac{y}{1} \frac{3\lambda^2}{4\lambda^2 + 1} S_a$$

* Pseudo-accélération au sommet ($y = 2l$):

$$U_y = \frac{1,5}{1 + 1/4\lambda^2} S_a = 1,5(1 - 1/4\lambda^2)S_a$$

- Le deuxième mode:

* La période du deuxième mode

$$T_2 = \pi \sqrt{m/k}$$

* Le graphe de pseudo-accélération rapporté à la valeur de son spectre d'accélération S_{a2} est déduit du graphe correspondant du premier mode par complément à l'unité.

4. CONCLUSION.

L'étude de l'influence relative du deuxième mode sur le comportement sismique des structures rigides à fondations rectangulaires superficielles conduit à la recommandation de méthodes de calcul appropriées, selon la valeur de l'élancement, paramètre géométrique prépondérant:

- Calcul modal classique par la méthode des "Ressorts de Sol" pour les élancements faibles ou modérés.
- Calcul modal, selon une méthode simplifiée proposée, pour les structures élancées.

- Calcul en "Oscillateur de translation" des structures très basses, pour lesquelles l'influence du deuxième mode est négligeable.

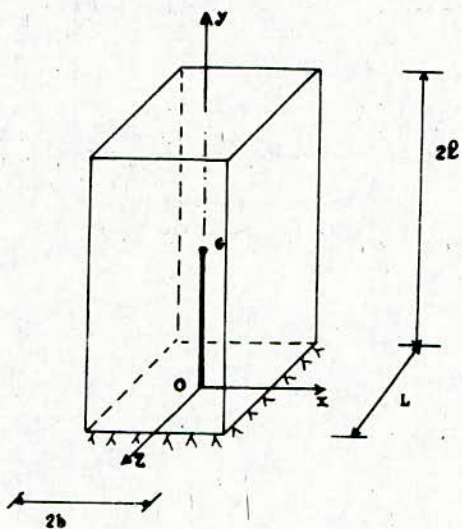


Fig. (1-a) (schéma)

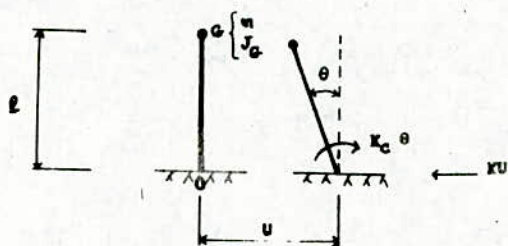


Fig. (1-b) (modélisation)

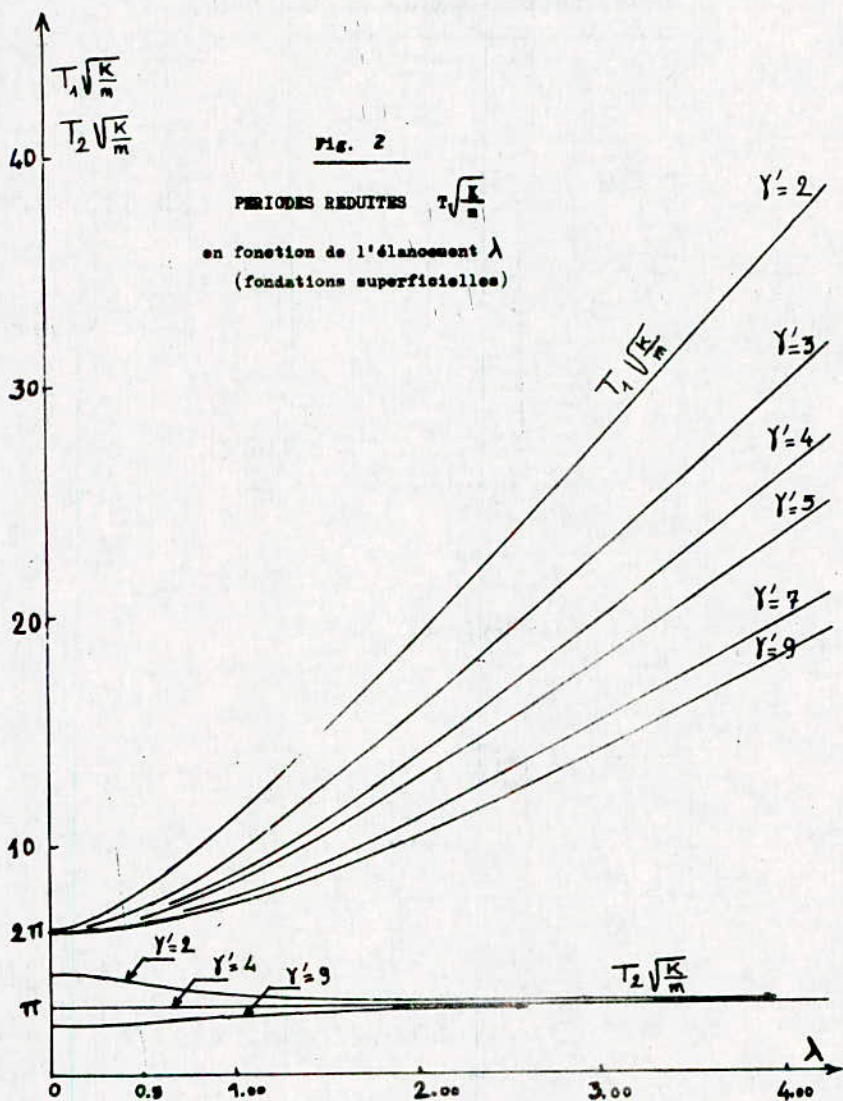


Fig 3 GRAPHS DE PSEUDO-ACCELERATION Rapportée à S_0
(fondations superficielles)

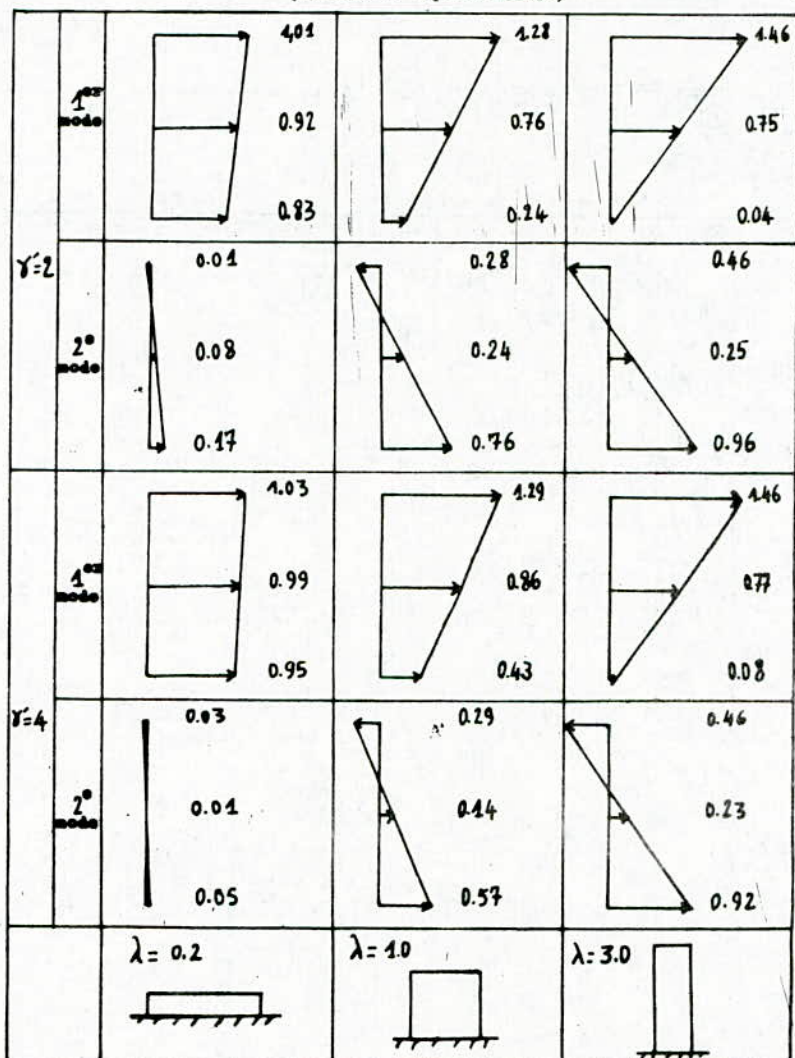


Fig. 4

POSITION DU CENTRE DE ROTATION (δ)

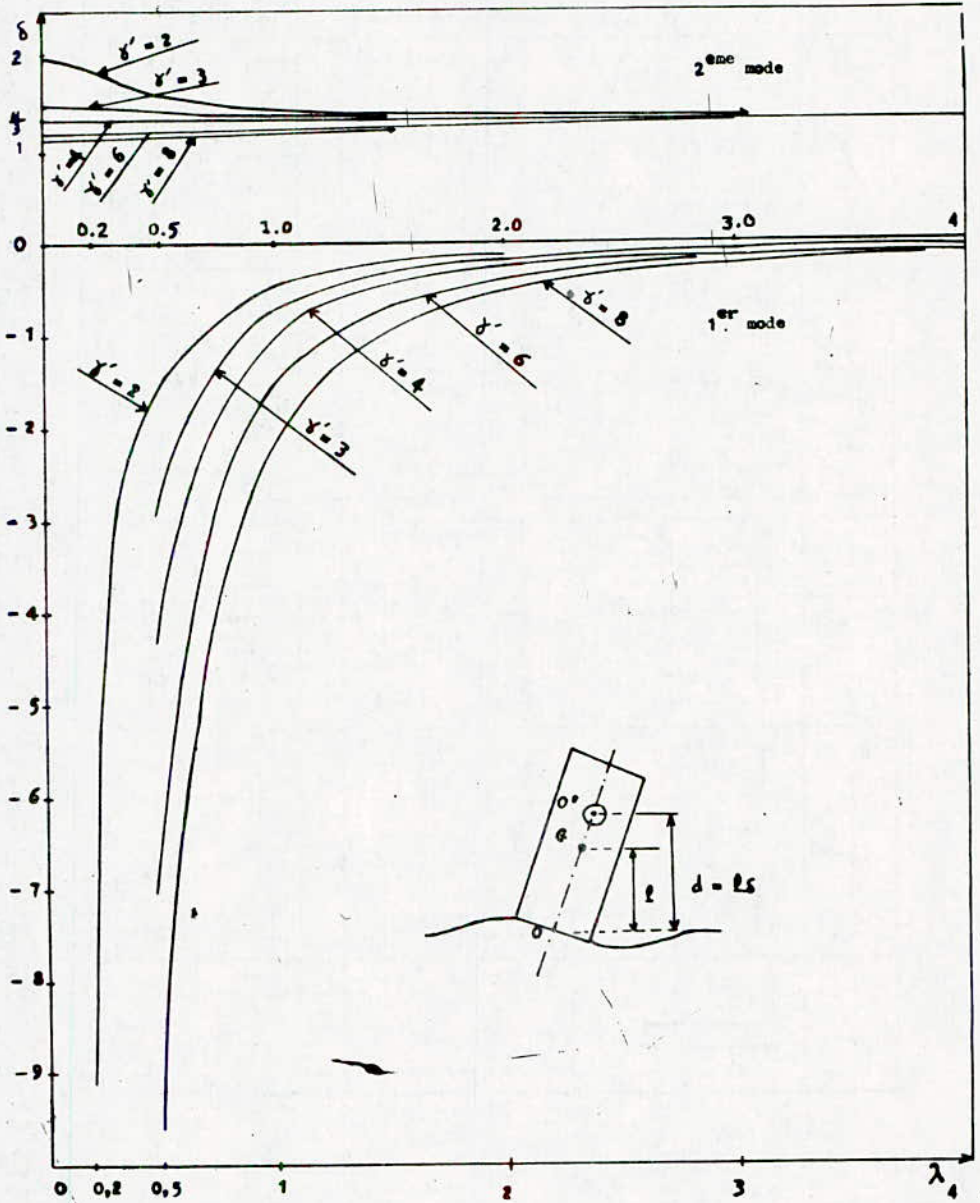
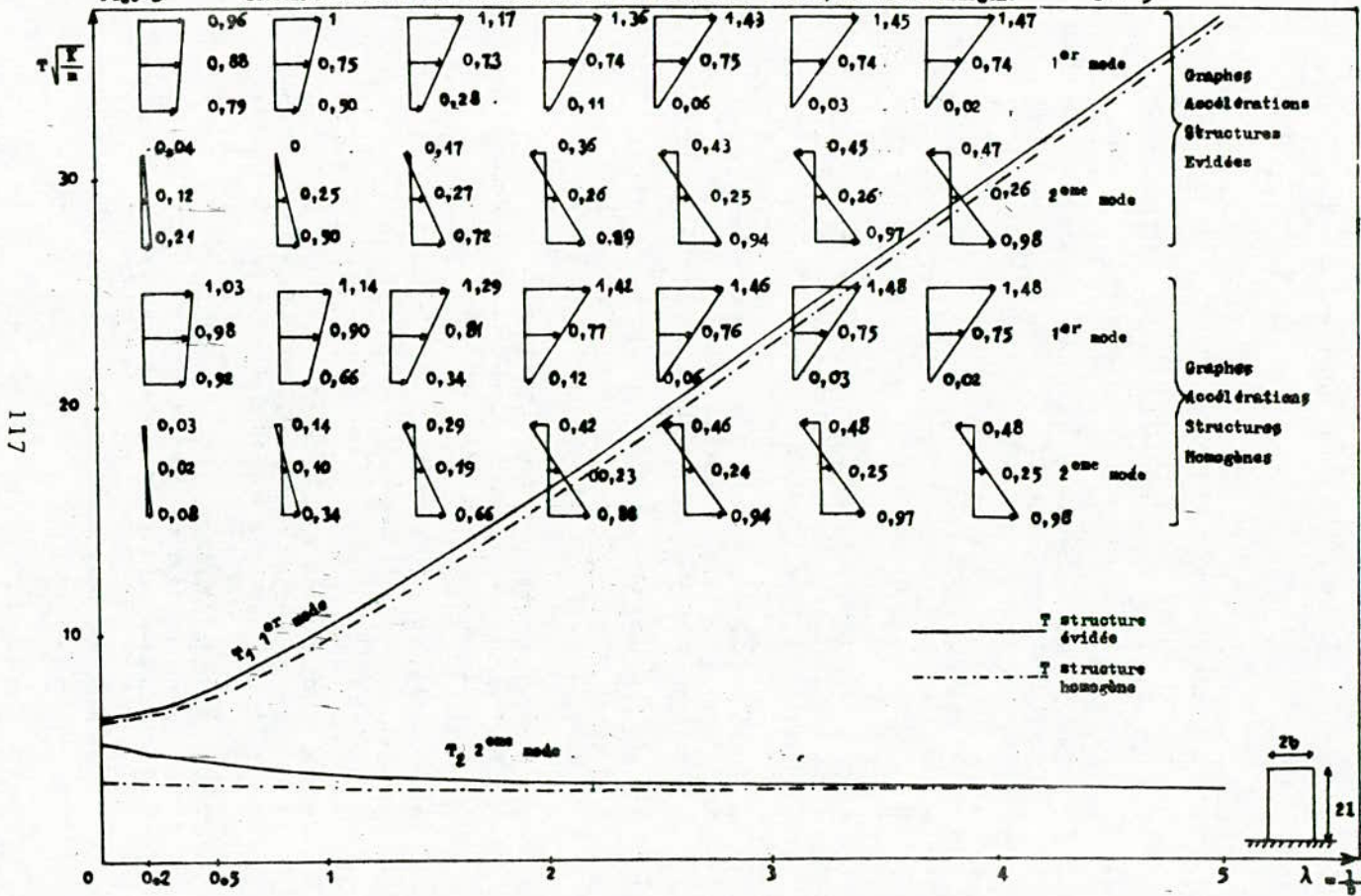


Fig. 5 COMPARAISON DES PERIODES ET MODES PROPRES : Structure évidée, Structure homogène

$\gamma' = 3$



* B I B L I O G R A P H I E *

- 1/ **A.S. VELETOS et J.W. MEEK,**
"Dynamic behaviour of building foundations systems"
Eart Engng et struc Dyn, vol 3 (121 - 138). 1974
- 2/ **D. LEFEBRE,**
"Mesure des constantes rhéologiques du sol pour le calcul
des fondations vibrantes"
Thèse Dr Ing. E.C.P. 1980
- 3/ **M. CHAFFAR ZADEH,**
"Modèles de fonctions d'impédance constantes"
Thèse Dr Ing E.C.P. 1982
- 4/ **F.E. RICHART, J.R. HALL & R.D. WOODS,**
"Vibrations of Soils and foundations"
Prentice Hall N.J.U.S.A. 1970
- 5/ **D.D. BARKAN,**
"Dynamics of bases and foundations"
Mc Graw-Hill Book Co. N.J.U.S.A 1962
- 6/ **M.I. GORBUNOV POSSADOV,**
"Design of structures upon elastic foundations"
Proc. 5th I.C.S.M.F.E. vol (618 - 642) 1961
- 7/ **H. BOLTON SEED, J. LYSMER & R. HWANE,**
"Soil structure interaction analyse for seismic response"
A.S.C.E. Jou Geotekc Engng Div - Mai 1975
- 8/ **R.W. CLOUTH & J. PENZIEN,**
"Dynamique des structures"
Editions Pluralis 1980
- 9/ **R.V. WHITMANN & F.E. RICHART,**
"Design procedure for dynamically loaded foundations"
Jour Soil Mech and found div S.M.6 V93 Nov. 1967
- 10/ **Z. DJILLALI-BERKANE,**
"Influence du deuxième mode de vibration sur le
comportement sismique des structures rigides sur sol
meuble"
Thèse de Magister E.N.P 1984.

ETUDE ANALYTIQUE D'UN NOUVEAU BRUT
ALGERIEN DE ZARZAITINE PAR DIVERSES METHODES
PHYSIQUES D'ANALYSE

CHITOUR S.E., YAICI W., BOUYOUCEF B.,
AZZOUZ F., DOUGHANOV D.

Laboratoire de Pétrochimie
Département de Génie-Chimique
Ecole Nationale Polytechnique
A L G E R

المخلص:

يلتحق عملنا هذا في تقطير جام جزائري جديد الاكتشاف في بئر زرزنتين ودراسة الأجزاء البترولية المنبثقة في هذا التقطير بعدة تقنيات تجريبية كالتبلور القطافي و الكروماتوغرافية و امتصاص اشقة تحت الصمراء. ويتم تحليل النتائج المحصل علينا بالطرف الكلاسيكية مثل عشوائية مقترحة في شارع نهائية الدراسة السابقة.

Résumé

Notre travail consiste à distiller un nouveau brut Algérien de Zarzaitine et d'étudier les fractions qui y sont issues par diverses techniques expérimentales notamment la cristallisation fractionnée, la chromatographie en phase gazeuse et liquide et l'infrarouge. L'interprétation de nos résultats est faite par des méthodes classiques telles que n.d.PA et n.d.M et des corrélations proposées par ailleurs.

Abstract:

Our work consist to distille a new Algerian crude oil and study the petroleum fractions which are born from, with differents experimentals technics as: fractionned cristallisation, chromatography and infrared. For interpretation of our results, we use some classical methodes as: n.d.PA, n.d.M and correlations which are proposed in the previous works.

*** NOTATIONS ***

- C_p : chaleur spécifique en cal.g⁻¹deg⁻¹
- $\% C_A$: pourcentage en carbone aromatique
- $\% C_N$: pourcentage en carbone naphthénique
- $\% C_P$: pourcentage en carbone paraffinique
- d_4^{20} : densité mesurée à 20°C par rapport à l'eau à 4°C
- H_c : chaleur de congélation en calories
- H_v : chaleur de vaporisation en calories
- I : facteur de caractérisation
- KUOP : facteur de caractérisation
- M : masse molaire en g
- n_D^{20} : indice de réfraction
- P.C.S : pouvoir calorifique supérieur en kcal.kg⁻¹
- PA : point d'aniline
- P_c : pression critique en atm
- T_c : température critique en °C
- TS : tension superficielle en dyne.cm⁻¹
- V : viscosité cinématique mesurée à 100°F en cst
- C.P.G : chromatographie en phase gazeuse.

1. INTRODUCTION.

Notre travail consiste à étudier un nouveau brut Algérien de Zarzaitine par diverses méthodes. Une fois les propriétés du brut déterminées, nous allons réaliser une distillation à pression atmosphérique et sous vide à l'aide de l'appareil AUTODEST Model 800.

Les fractions pétrolières issues des deux distillations atmosphériques et sous vide seront analysées en déterminant les propriétés accessibles expérimentalement et par corrélations et abaques. La composition des fractions pétrolières sera déterminée par des méthodes basées sur des calculs empiriques, par C.P.G et par I.R.

Nous mettrons en oeuvre également la technique de séparation par cristallisation fractionnée pour certaines fractions. Enfin, nous calculerons les propriétés thermodynamiques des fractions en utilisant les corrélations proposées dans un travail antérieur et nous comparerons les résultats obtenus par les différentes méthodes.

2. ANALYSE DU BRUT DE ZARZAITINE (1, 2).

Nous avons réalisé la série d'essais classiques conformément aux normes AFNOR pour le brut dans le but de connaître globalement sa tendance:

Densité à 20° -----	0,819
Teneur en soufre(%) -----	0,06
Teneur en sédiments(%) -----	1,1
Teneur en eau -----	traces
Point de congélation -----	-40°C
Résidu conradon(%) -----	0,58
Pouvoir calorifique P.C.S (Kcal/kg) -----	12045
Tension de vapeur (C.b) -----	6,85

Une distillation A.S.T.M a donné les résultats suivants:

% V	-	5	10	15	20	30	40	50
T(°C)	51,5	65	87	10	127	195	240	258

La courbe A.S.T.M est reportée sur la figure 1.

Ces analyses effectuées sur le brut montrent que ce dernier est léger, renfermant une proportion plus élevée de fraction essences, relativement peu de soufre et d'eau. D'autre part, il présente une faible teneur en sédiments, un point de congélation assez important montrant la présence d'un taux assez important d'aromatiques et d'isoparaffines.

3. DISTILLATION DU BRUT DE ZARZAITINE.

L'appareil utilisé pour la distillation est du type "AUTODEST Model 800".

La distillation atmosphérique jusqu'à 272°C en tête de colonne (environ 370°C au bouilleur) nous a permis de recueillir 58 fractions. Sur une charge initiale de 2551g, 1139g de distillat a été recueilli. La masse du résidu atmosphérique est de 1186g. Les pertes de produits s'évaluent donc à 226g, ce qui représente 8,9% de la charge initiale. La courbe T.B.P atmosphérique est donnée figure 2. Nous avons par la suite effectué une distillation sous vide de 40 torrs du résidu atmosphérique. La masse du distillat recueillie est de 236g, celle du résidu sous vide de 915g. Les pertes s'évaluent dans ce cas à 35g et correspondent donc à 2,9% par rapport au résidu atmosphérique. La courbe T.B.P sous vide est donnée figure 3.

FIG. 1

COURBE A.S.T.M
Pétrole Brut

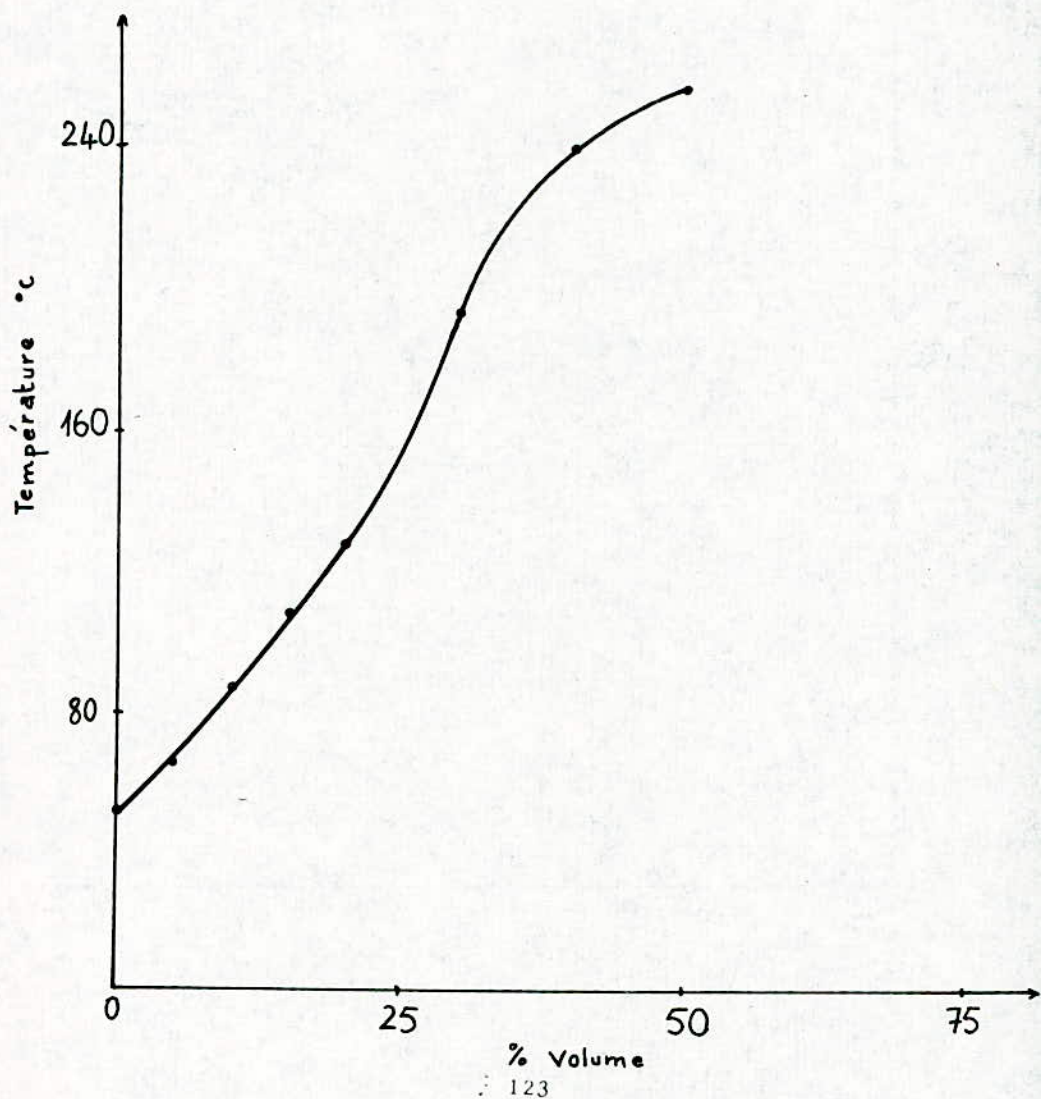


FIG. 62

Courbe TBP
Distillation atm.

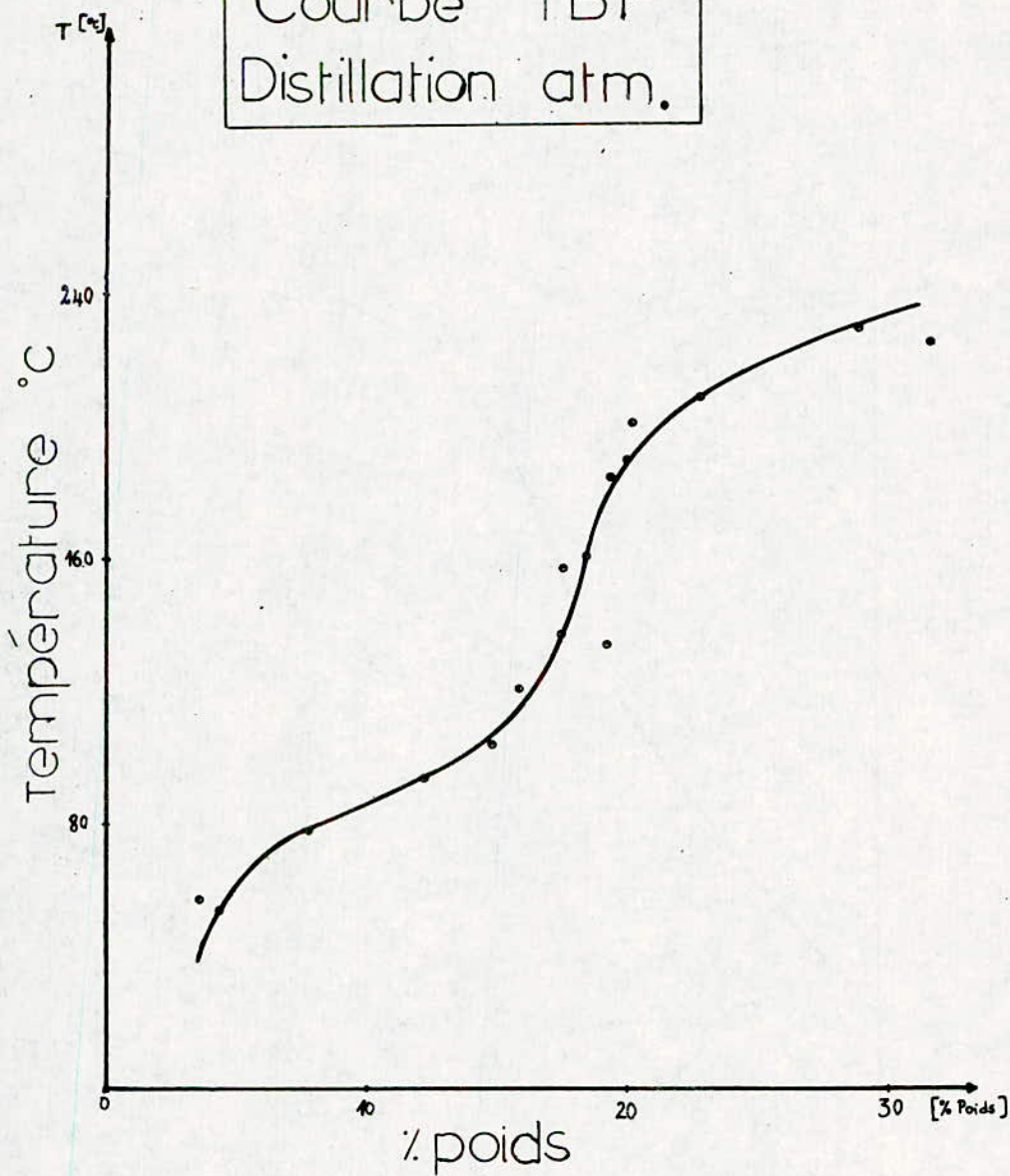
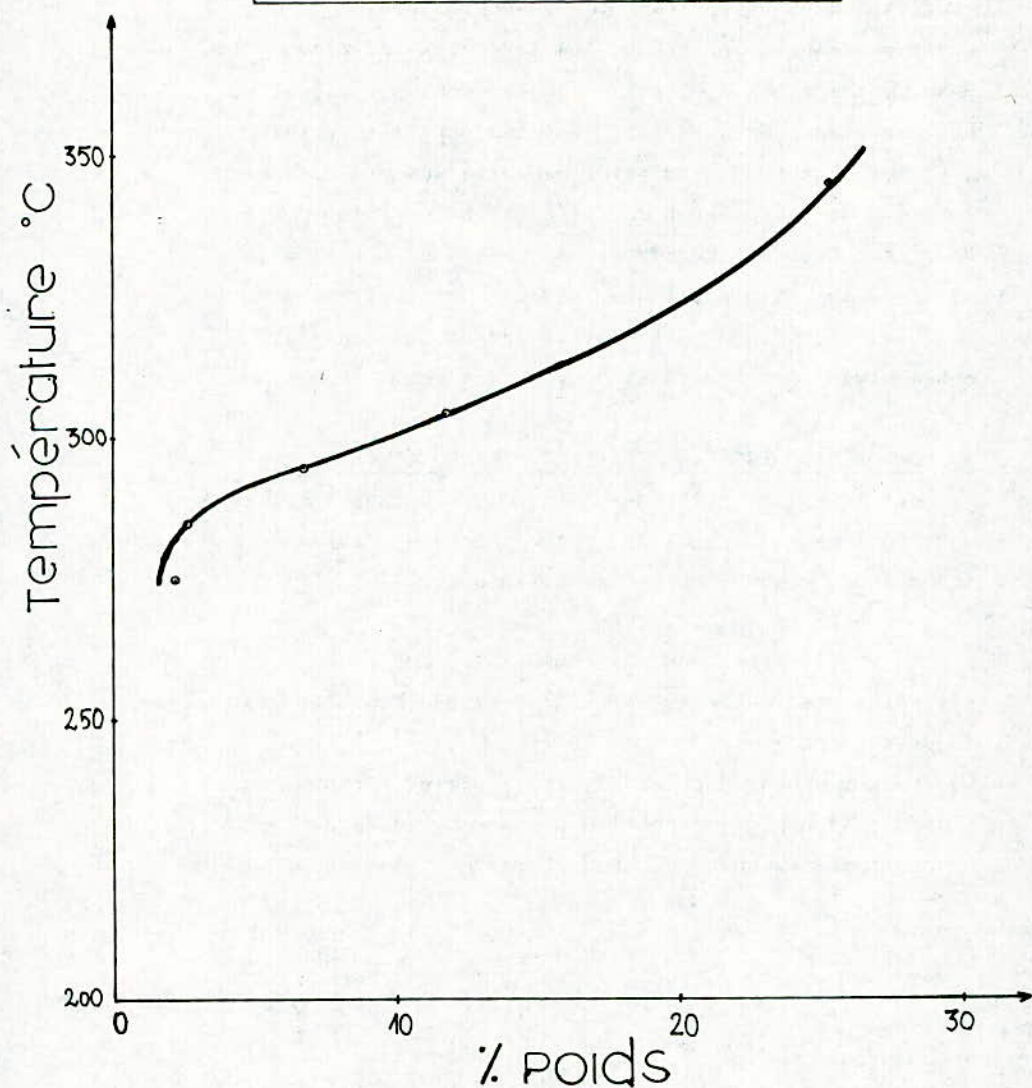


FIG. 3

Courbe TBP
Distillation sous vide



4. ANALYSE DES FRACTIONS PETROLIERES.

Nous avons déterminé les propriétés physico-chimiques des fractions pétrolières de la distillation à pression atmosphérique et sous vide.

La mesure de densité, indice de réfraction, point d'aniline, pouvoir calorifique, tension superficielle, point de congélation et viscosité ont été déterminés

expérimentalement alors que les paramètres critiques, la masse molaire, le KUOP ont été déterminés par calcul et abaques. Les résultats sont reportés dans les tableaux 1 et 2 et les courbes de variation de certaines propriétés en fonction de la température d'ébullition en figures 4 et 5.

Nous remarquerons que certaines propriétés n'ont pas une allure bien définie tel que le point de congélation et le pouvoir calorifique. Cela est dû aux différences de pourcentage entre familles d'hydrocarbures.

5. COMPOSITION DES FRACTIONS PETROLIERES (2, 4).

Pour les fractions atmosphériques, nous avons appliqué deux méthodes de calcul des pourcentages en carbone aromatique, naphtéinique et paraffinique:

- La méthode n.d.PA
- La méthode de RIAZI-DAUBERT

Les résultats sont rassemblés dans le tableau 3 et les figures 6 et 7.

Les deux méthodes donnent des résultats différents, mais l'allure générale jusqu'à 150°C environ est la même pour les pourcentages en carbone des différentes familles.

* T A B L E A U N°1 *

Fraction	Intervalle de T(°C)	Z Masse	n ²⁰ _D	d ²⁰ ₄	PA (°C)	KUOP	M
1,2	40/48	3,16	1,377	0,661	61,3	12,5	78
3	48/52	0,53	1,378	0,658	61,8	12,7	80
4	52/56	0,44	1,382	0,666	59,2	12,	1
5	56/60	0,35	-	0,672	-	12,5	-
6	60/64	0,26	1,383	0,670	-	12,6	85
7	64/68	1,32	1,382	0,671	60	12,6	88
8	68/72	1,4	1,390	0,678	60,5	12,5	88
9	72/76	1,23	1,396	0,697	58	12,3	90
10	76/80	0,79	1,397	0,702	59	12,2	92
11	80/84	1,23	1,399	0,709	58	12,1	95
12	84/88	1,23	1,401	0,715	57,1	12	97
13	88/92	1,23	1,403	0,718	56,3	12	99
14	92/96	1,23	1,405	0,723	57	12	101
15	96/100	1,67	1,408	0,727	54,6	12	102
16	100/104	1,58	1,410	0,730	57	12	104
17	104/108	1,49	1,411	0,732	60	12	104
18	108/112	1,93	1,414	0,738	59	12	108
19	112/116	2,10	1,416	0,742	58,5	12	110
20	116/120	1,84	1,417	0,744	58	12	113
21	120/124	1,58	1,418	0,745	56	12	115
22	124/128	1,93	1,420	0,747	57	12	116
23	128/132	1,14	1,421	0,749	57	12	117
24	132/136	1,93	1,423	0,752	55,5	12	121
25	136/140	1,76	1,425	0,756	54,5	12	123
26	140/144	1,84	1,426	0,757	55	12	125
27	144/148	2,11	1,428	0,759	57	12	127
28	148/152	2,19	1,429	0,766	57	12	130
29	152/156	1,58	1,430	0,767	55,6	12	132
30	156/160	1,76	1,431	0,758	57	11,9	134
31	160/164	1,84	1,432	0,769	57,5	12	136
32	164/168	1,84	1,434	0,770	59,6	12	138
33	168/172	1,84	1,435	0,771	60	12	141
34	172/176	1,67	1,435	0,774	61,2	12	144
35	176/180	1,84	1,436	0,775	62,4	12	146
36	180/184	1,58	1,437	0,777	63,5	12	149

T A B L E A U N°1 (suite)

Fraction	Intervalle de T (°C)	% Masse	n_D^{20}	d_4^{20}	PA (°C)	KUOP	M
37	184/188	1,93	1,438	0,779	65	12	151
38	188/192	2,02	1,438	0,781	66,5	12	154
39	192/196	2,72	1,439	0,783	65,9	12	157
40	196/200	1,84	1,440	0,785	68,1	12	159
41	200/204	2,02	1,441	0,785	70	12	162
42	204/208	1,58	1,441	0,786	70,4	12,1	165
43	208/212	2,28	1,440	0,787	68,9	12,1	169
44	212/216	1,58	1,443	0,788	69,5	12,1	170
45	216/220	0,79	1,445	0,792	72,4	12,1	172
46	220/224	1,32	1,445	0,793	73,8	12,1	175
47	224/228	3,16	1,447	0,795	74	12,1	178
48	228/232	2,89	1,448	0,798	74,8	12,1	180
49	232/236	2,11	1,449	0,801	74	12,1	183
50	236/240	1,93	1,45	0,804	74,6	12,1	186
51	240/244	2,72	1,451	0,806	73,4	12,1	189
52	244/248	2,46	1,452	0,808	75,1	12,1	192
53	248/252	1,93	1,454	0,809	76,3	12,1	194
54	252/256	2,28	1,454	0,812	76	12,1	198
55	256/260	2,28	1,455	0,815	76,8	12,1	201
56	260/264	1,93	1,456	0,818	77,3	12	204
57	264/268	2,28	1,456	0,819	77,9	12,1	207
58	268/272	2,46	1,458	0,819	79,5	12,1	210

T A B L E A U N°2

Fraction	Intervalle de T(°C)	V(cst) 100°F	P.C.S kcal/kgdyn/cm	TS 15°C	pt.de cong. °C	P atm	T °C	C kcal
1,2	40/48	-	-	-	-184,-92	-	-	0,40
3	48/52	-	-	-	-173,-165	23,1	214	0,41
4	52/56	-	-	-	-	31,8	221	0,41
5	56/60	-	-	-	-	31,5	225	0,42
6	60/64	-	-	-	-168,-95	31,1	228	0,42
7	64/68	-	12870	18,5	-181,-63	30,6	232	0,42
8	68/72	0,67	-	-	-166,-50	30,4	237	0,43
9	72/76	0,68	-	18,8	-	31	244	0,55
10	76/80	0,68	-	-	-178,-44	31	249	0,56
11	80/84	0,70	14000	20,4	-164,-95	30,8	253	0,56
12	84/88	0,71	11700	20,6	-175,-38	30,6	258	0,57
13	88/92	0,72	-	-	-150,-42	30,5	264	0,57
14	92/96	0,72	10340	20,9	-171,-28	30,1	269	0,57
15	96/100	0,73	-	-	-	29,9	272	0,57
16	100/104	0,73	10330	21,5	-135,-49	29,5	276	0,58
17	101/108	0,74	-	-	-	29,2	281	0,58
18	108/112	0,74	-	-	-130,-24	29,3	287	0,58
19	112/116	0,75	11770	22	-	28,8	292	0,59
20	116/120	0,76	-	-	-132,-43	28,5	296	0,59
21	120/124	0,77	11140	22,6	-151,-11	28,2	300	0,59
22	124/128	0,78	-	-	-	27,9	303	0,60
23	128/132	0,80	-	22,7	-130,-66	27,5	307	0,60
24	132/136	0,83	-	-	-156,-24	27	3120	609
25	136/140	0,87	12262	23	-	27	3170	611
26	140/144	0,90	12262	-	-115,-20	26,8	3210	614
27	144/148	0,94	-	-	-	26,3	3240	617
28	148/152	0,98	12030	23,5	-106,-21	26,1	3310	618
29	152/156	0,99	-	-	-	25,8	3350	624
30	156/160	1,03	11660	23,8	-113,-35	25,4	3390	630
31	160/164	1,06	-	-	-	25,2	3430	635
32	164/168	1,2	-	24	-	24,7	3460	638
33	168/172	1,26	12000	-	-92,-21	24,3	3490	640
34	172/176	1,28	-	-	-	24	3540	644

T A B L E A U N°2 (suite)

Fraction	Intervalle de T(°C)	V(cst) 100°F	P.C.S kcal/kg	TS dyn/cm 15°C	pt. de cong. °C	P _c atm	T °C	C kcal
35	176/180	1,30	8210	24,4	-106,-8	23,7	3570,649	
36	180/184	1,38	-	-	-	23,3	3630,649	
37	184/188	1,46	8520	24,9	-105,-76	22,8	3670,652	
38	188/192	1,48	-	-	-	22,8	3700,655	
39	192/196	1,52	-	-	-88,-8	22,4	3750,658	
40	196/200	1,58	9050	25,3	-	22,2	3770,662	
41	200/204	1,67	-	-	-60,-6	21,8	3810,665	
42	204/208	1,72	-	-	-	21,3	3850,667	
43	208/212	1,74	9520	25,5	-66,-5	21	3890,670	
44	212/216	1,78	-	-	-	20,7	3920,673	
45	216/220	1,80	-	-	-	20,5	3970,677	
46	220/224	1,81	10360	25,9	-84,+1,8	20,2	4010,680	
47	224/228	1,99	-	-	-	20	4060,682	
48	228/232	2,35	8460	26,1	-52,+4,5	20,1	4080,686	
49	232/236	2,46	-	-	-	19,7	4160,688	
50	236/240	2,50	-	-	-	19,5	4190,691	
51	240/244	2,54	10790	26,6	-74,+3,5	19,1	4230,696	
52	244/248	2,64	-	-	-	18,8	4270,703	
53	248/252	2,81	9740	26,7	-50,+2,5	18,5	4300,705	
54	252/256	2,96	-	-	-	18,3	4340,708	
55	256/260	3,04	-	-	-39,+3	18,2	4380,715	
56	260/264	3,11	-	26,9	-	17,9	4430,715	
57	264/268	3,42	-	-	-	17,7	4460,717	
58	268/272	3,50	13170	27,5	-68,+0,5	17,3	4490,720	

FIG. 34

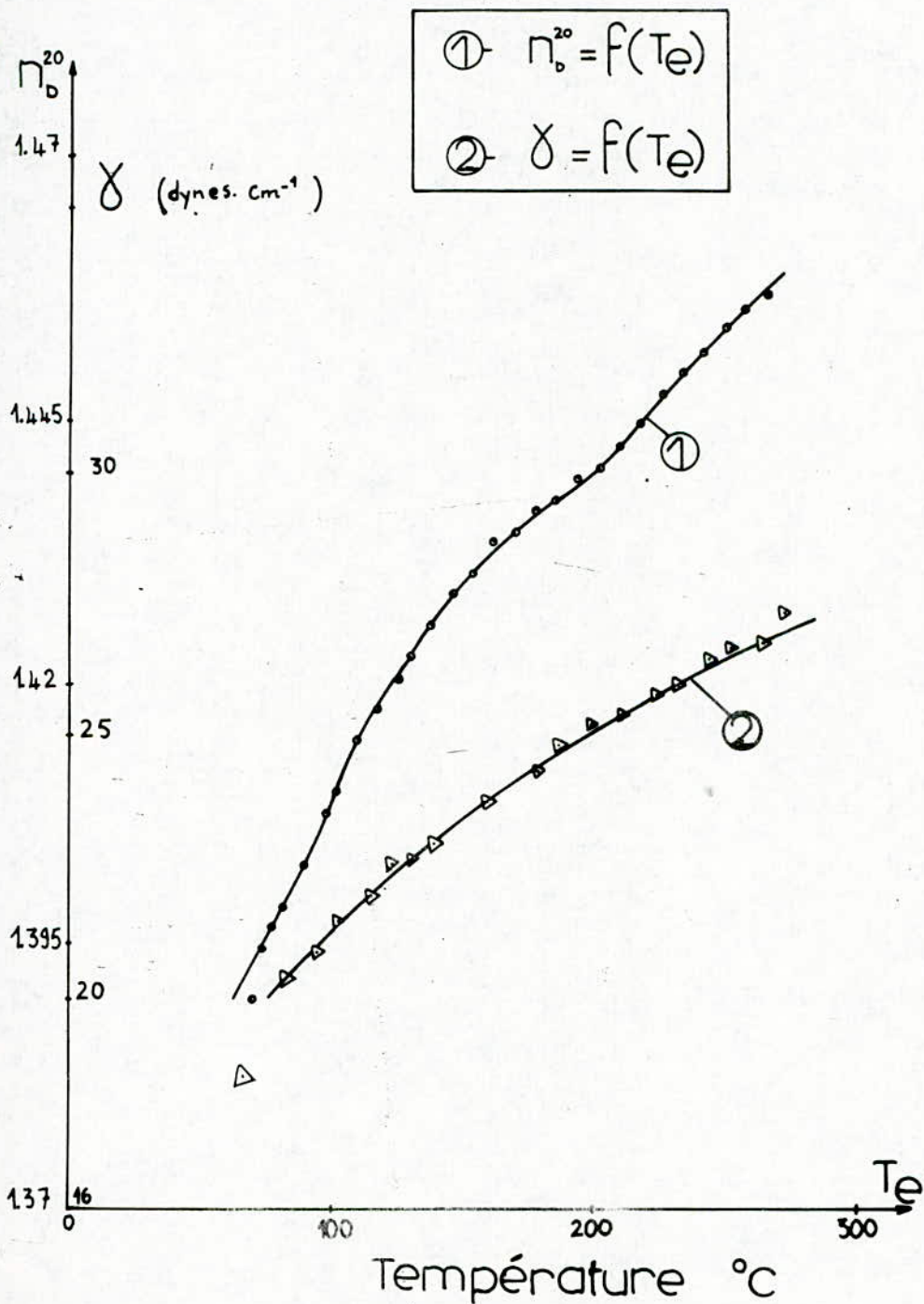


FIG. 05

variation de la viscosité avec la température d'ébullition

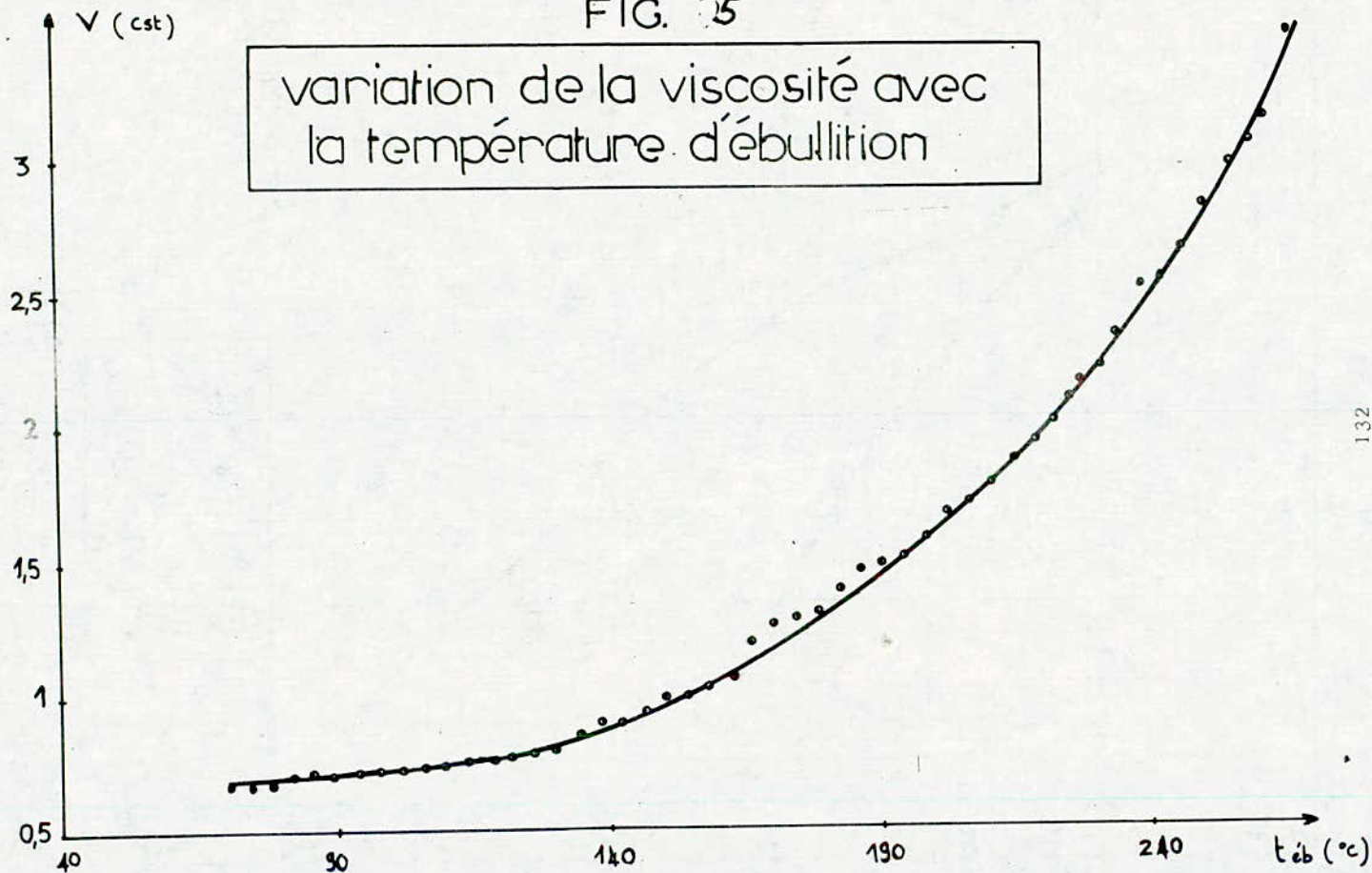


TABLEAU N°3

COMPOSITION DES FRACTIONS						
Fraction	METHODE n.d.PA			METHODE RIAZI-DAUBERT		
	% C _A	% C _N	% C _P	% C _A	% C _N	% C _P
7	7,3	24,4	68,3	-	-	-
8	12,2	17,5	70,3	6,1	7,4	86,5
9	10	25,5	64,5	3,3	26,1	70,6
10	8,8	27	64,2	2,6	31,4	66
11	8,5	29,4	62,1	2	36,7	61,3
12	7,8	32	60,3	1,1	42,7	56,2
13	8,4	32,4	59,2	1,9	42,9	55,2
14	8,3	32,3	59,4	2,5	43,6	54
15	10,3	32,1	57,6	4,6	40,7	54,7
16	9,9	30,8	59,3	5,3	40,52	54,2
17	8,5	30,5	61	4,7	43,3	52
18	9,7	30,3	60	6,6	42	51,4
19	9,9	31	59,1	6,8	43,5	49,5
20	10,2	31,2	58,6	7,2	43,4	49,4
21	11,5	31,2	57,3	8,3	41,2	50,5
22	12,5	29,1	58,4	10,3	37,1	52,6
23	12,2	29,9	56	9,8	39,1	51
24	13,5	29,6	56,9	11,2	36,7	52
25	13,9	30,5	55,6	11,4	37,7	50,9
26	16,4	28,9	56,4	12,6	34,1	53,3
27	14,8	27,2	58	13,7	32	54,3
28	12,5	31,5	56	10,8	43,2	46
29	13,6	31,3	55,1	11,9	41	46,1
30	13,8	29,9	56,3	12,6	39,0	48,3
31	14,4	28,6	57	13,7	36,3	50
32	15,3	25,3	59,4	15,3	29,5	55,2
33	15,3	25,2	59,5	15,4	29,5	55,1
34	14,4	25,5	60,1	14,8	32,0	53,2
35	14,3	24,7	60,9	15,2	31,1	53,7
36	13,5	25,3	61,2	14,4	33,6	51

T A B L E A U N°3 (suite)

Fraction	% C _A	% C _N	% C _P	% C _A	% C _N	% C _P
37	13,4	24,3	62,3	14,8	32,6	52,6
38	12,5	24,4	63	14,3	34,7	51
39	12,5	25,4	62,1	14,1	36,5	49,2
140	12	24,1	63,8	14,4	35,7	49,8
41	11,9	22,7	65,4	14,7	34	51,3
42	11,8	22,6	65,6	14,7	33,9	51,4
43	10,3	26,4	63,3	12	41,7	46,3
44	13,2	21,5	65,3	16,4	30,2	53,4
45	12	21,1	66,9	16,2	32,8	51
46	11,2	21	67,9	16	34,2	49,8
47	12,1	20,1	67,8	16,8	31,4	51,8
48	12,1	19,5	68,4	16,6	29,9	53,5
49	11,9	20,9	67,2	16	32,7	51,3
50	12,2	21,8	67	15,5	35,7	48,8
51	11,1	21,8	66,1	16,3	34,4	49,4
52	11,8	20,9	67,3	16,6	33,8	49,6
53	11,8	20	68,2	16,9	32,8	50,3
54	11,3	21,4	67,3	16,1	35,9	48,0
55	10,7	22	67,3	15,6	38,3	46,1
56	9,8	23,3	66,9	14,7	42,1	43,2
57	9,8	22,7	67,5	14,6	40,7	44,7
58	10,3	20,6	69,2	15,6	37,1	47

FIG. 16

Composition des fractions:
méthode n.d.PA

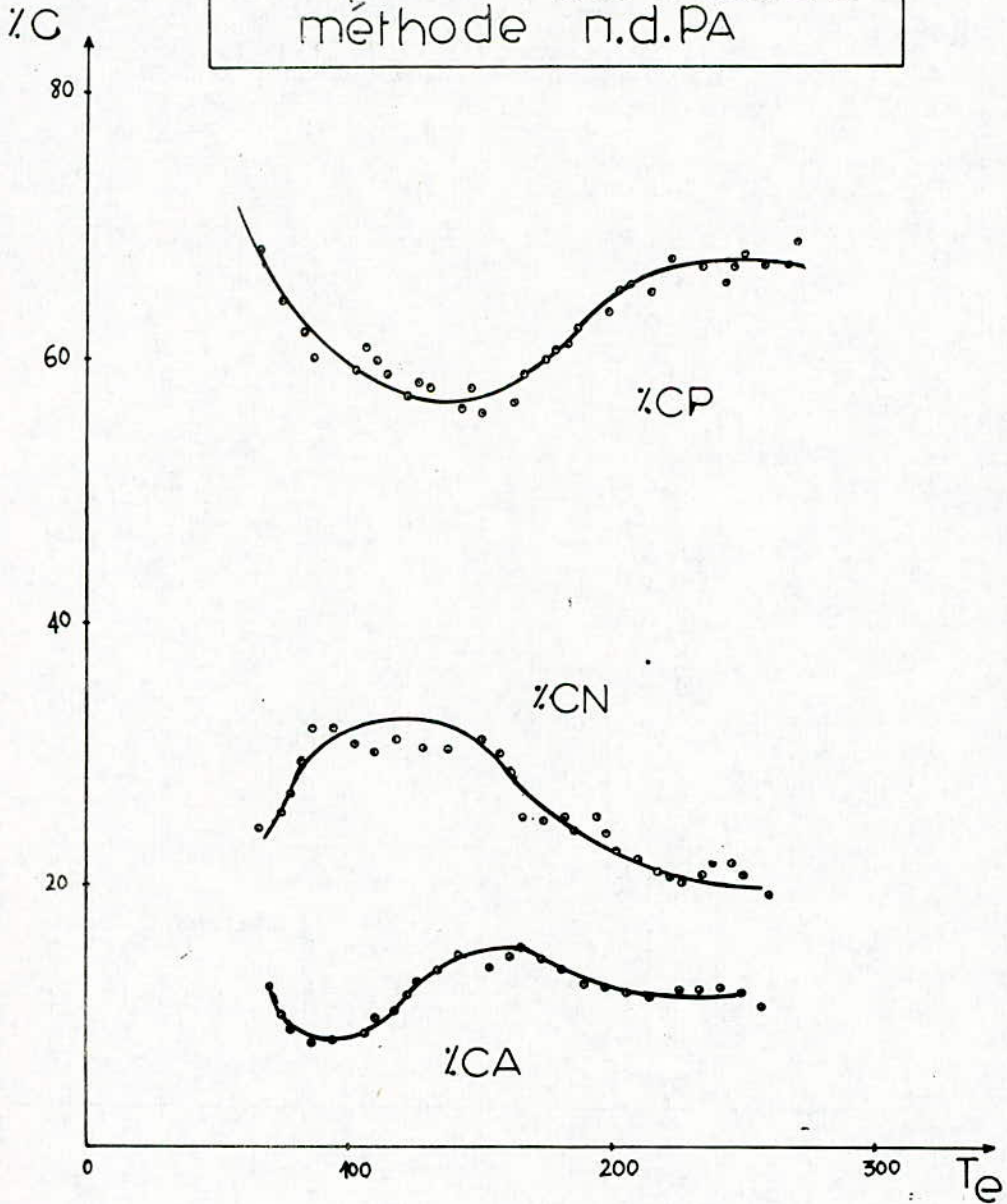
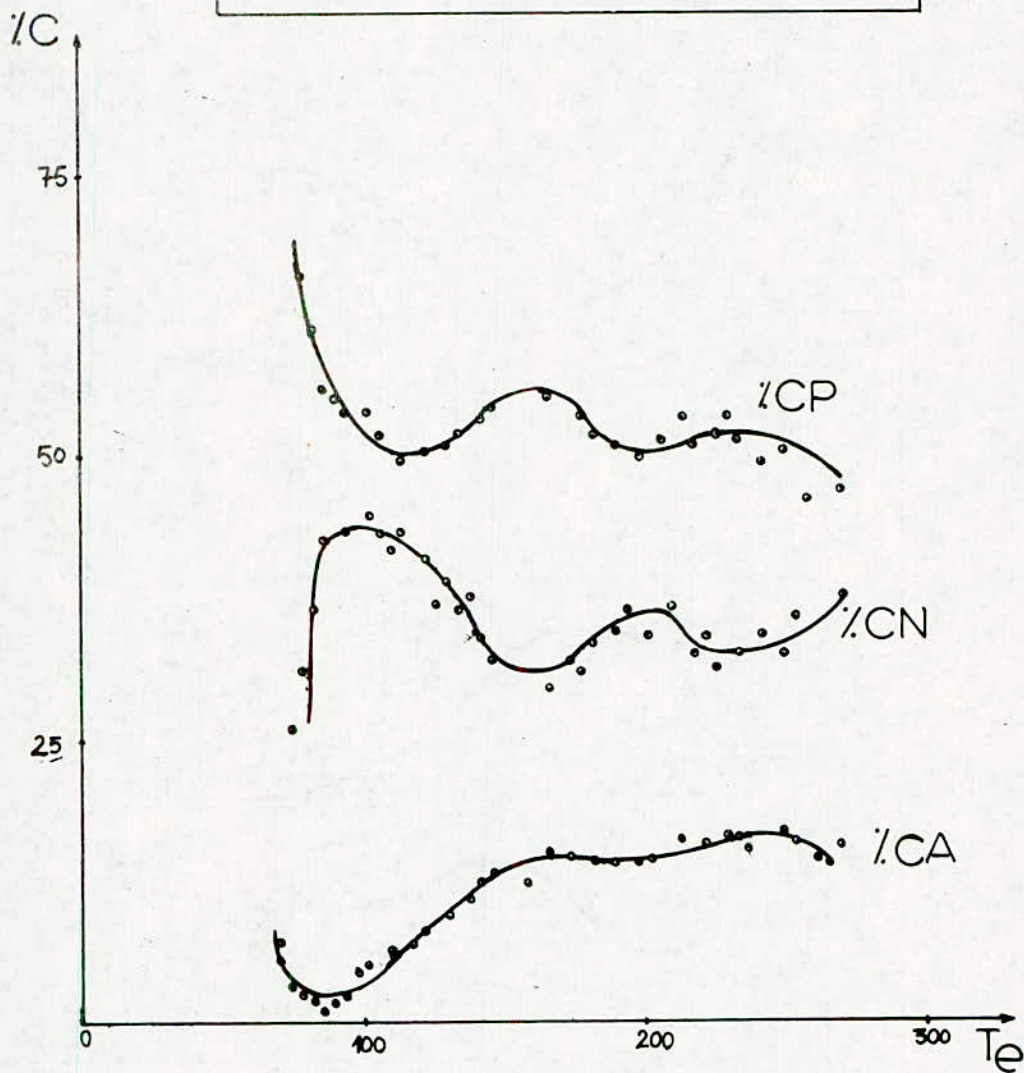


FIG. 7

Composition des fractions
méthode Riazi-Daubert



6. LA SEPARATION PAR CRISTALLISATION FRACTIONNEE (1, 6).

Les fractions pétrolières offrent un domaine large de congélation, cela suggère la séparation d'une fraction pétrolière en plusieurs sous fractions différent par leurs points de congélation.

Nous avons réalisé la séparation des fractions 16 et 46 qui couvrent le domaine de distillation par cristallisation fractionnée en utilisant un montage assez simple (figure 8). Les sous fractions qui y sont issues, ainsi que les fractions mères ont été ensuite analysées par C.P.G dans des conditions optimales.

6.1- Analyse des fractions mères 16 et 46 par infra-rouge:

Nous avons analysé quelques fractions par infra-rouge dans le but d'estimer le pourcentage en aromatique et de comparer les résultats obtenus à ceux trouvés par les méthodes n.d.PA et Riazi-Daubert.

Nous avons supposé pour cela que la transmission % T est proportionnelle au pourcentage en carbone aromatique à la longueur d'onde de $1600-1610\text{cm}^{-1}$. Le pourcentage en aromatique est donné par:

$$\% C_A = \frac{\% T (\text{aromatique})}{\% T}$$

6.2- Analyse par chromatographie en phase gazeuse (C.P.G):

Les fractions 16 et 46 de la distillation atmosphérique ainsi que les sous fractions obtenues par cristallisation fractionnée sont analysées par C.P.G dans les conditions opératoires suivantes:

F R A C T I O N	16	46
Température de l'injecteur (°C)	120	240
Température de la colonne (°C)	80	190
Température du détecteur (°C)	150	270
Débit du gaz vecteur (N ₂):	30ml.mn ⁻¹	
Débit de l'hydrogène :	33ml.mn ⁻¹	
Débit d'air :	330ml.mn ⁻¹	
Colonne: SE 30 à 10% de phase stationnaire.		

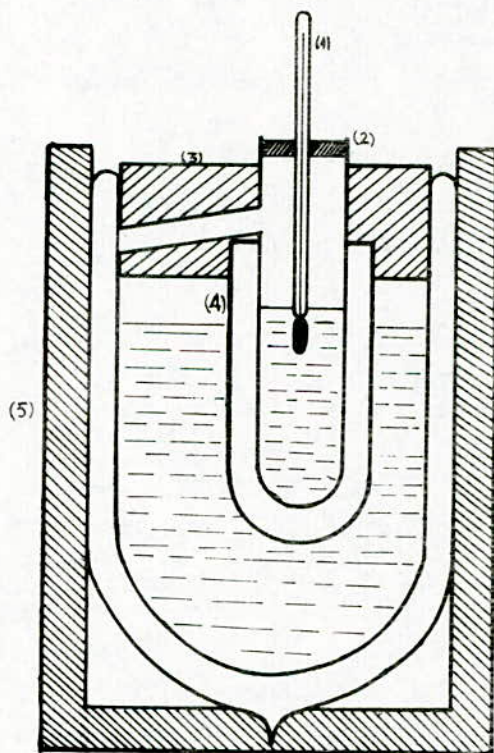
Pour l'identification des composés des deux fractions, nous avons injecté des étalons dans les mêmes conditions que celles de la fraction étudiée. Nous dressons des courbes d'étalonnage et l'identification se fait par la méthode de Kovalts.

Par la suite, nous avons comparé les pourcentages de carbones des différentes familles obtenus par C.P.G à ceux obtenus par les méthodes n.d.PA et Riazi-Daubert.

Le tableau suivant récapitule les résultats obtenus.

FRACTION	16			46		
	XP	XN	XA	XP	XN	XA
n.d.PA	59,3	30,8	9,9	67,9	21	11,2
Riazi-Daubert	54,2	40,5	5,3	49,8	34,2	16
C.P.G	58	39,5	3,1	51,4	26,3	22,2

Appareillage pour la séparation par cristallisation



- (1) Thermomètre
- (2) Tube à ouverture
- (3) Bouchon en liège
- (4) Tube à essai
- (5) Vase Dewar

FIG. 8

7. CALCUL DES PROPRIETES THERMODYNAMIQUES ET PHYSIQUES DES FRACTIONS.

Dans cette partie de travail, nous avons appliqué des équations interpropriétés de type $Y_1 = f(M, T_{eb})$ proposées par MEDJOUB (4), permettant la détermination de certaines propriétés à partir de deux paramètres, la masse molaire M et la température d'ébullition T_{eb} . Ces équations sont applicables pour les fractions légères. D'autre part, nous avons appliqué des corrélations proposées également dans (4) permettant de déterminer la composition des fractions pétrolières. Les résultats des calculs sont donnés dans les tableaux 4 et 5.

Comme on peut le constater d'après les tableaux précités, les équations interpropriétés appliquées à nos fractions pétrolières donnent des résultats proches de ceux trouvés par l'expérience dans leur domaine de validité, ainsi les écarts entre valeur calculée et mesurée n'est pas très important et deviennent nuls pour certaines propriétés. Ces équations sont donc très utiles dans la mesure où elles nous donnent des propriétés difficiles à mesurer expérimentalement, connaissant seulement la masse molaire et la température d'ébullition de la fraction étudiée dans le domaine de 80 à 170°C.

8. CONCLUSION.

Dans ce travail nous avons réalisé la distillation d'un nouveau brut Algérien de Zarzaitine en utilisant un appareil à 50 plateaux théoriques.

Nous avons ensuite analysé les fractions obtenues par distillation atmosphérique et sous vide en déterminant

toutes les propriétés accessibles par expérience, par des corrélations et par abaques.

Nous avons d'autre part déterminé la composition des fractions pétrolières par des méthodes classiques n.d.PA, n.d.M et Riazi-Daubert, lesquelles nous ont montré pour nos fractions, une tendance paraffino-naphténique.

La deuxième partie de notre travail a consisté en l'amélioration de la technique de séparation par cristallisation fractionnée. Les sous fractions issues de cette séparation ainsi que les fractions mères (16 et 46) ont été analysées par C.P.G.

Enfin, la dernière partie de cette étude a été consacrée à l'application de corrélations par MEDJOUR et CHITOUR, l'accord est satisfaisant pour la majorité des propriétés déterminées.

T A B L E A U N°4

EQUATIONS INTERPROPRIETES DE TYPE $Y_1 = f(M, T_e)$
 Proposées par MEDJOUB (4)

PARAFINES: Equations valables dans le domaine: 35-175°C

$$\begin{aligned}
 P &= 0,0925.M - 0,04557.T_e + 40,8337 \\
 T^c &= 1,0940.M + 0,539.T_e^{eb} + 102,9808 \\
 V^c &= 2,1744.M + 1,0713.T_e^{eb} + 108,9875 \\
 d^c &= 7,785.10^{-4}.M + 3,853.10^{-4}.T_e^{eb} + 0,5613 \\
 n &= 4,062.10^{-4}.M + 2,001.10^{-4}.T_e^{eb} + 1,3235 \\
 R &= 0,1429.M - 0,0704.T_e^{eb} + 97,1884 \\
 c^v &= 0,195.M + 9,606.10^{-2}.T_e^{eb} + 10,7945 \\
 H^p &= 5,57.M + 2,744.T_e^{eb} + 325,3902 \\
 T_s^c &= 5,989.10^{-2}.M + 2,95.10^{-2}.T_e^{eb} + 10,7115
 \end{aligned}$$

NAPHTENES: Equations valables dans le domaine: 50-185°C

$$\begin{aligned}
 P &= 0,1485.M - 0,0822.T_e^{eb} + 59,3355 \\
 T^c &= 1,0171.M + 0,563.T_e^{eb} + 149,3604 \\
 v^c &= 2,008.M + 1,1114.T_e^{eb} + 49,2886 \\
 n^c &= 1,336.10^{-4}.M + 0,739.10^{-4}.T_e^{eb} + 1,4063 \\
 d &= 1,887.10^{-4}.M + 1,044.10^{-4}.T_e^{eb} + 0,7496 \\
 H &= 0,1994.M - 0,1104.T_e^{eb} + 110,7674 \\
 C^v &= 0,2214.M + 0,1225.T_e^{eb} - 3,1195 \\
 H^p &= 5,5189.M + 3,0546.T_e^{eb} + 228,8171 \\
 T_s^c &= 1,7476.10^{-2}.M + 9,667.10^{-3}.T_e^{eb} + 22,1297
 \end{aligned}$$

AROMATIQUES: Equations valables dans le domaine: 80-185°C

$$\begin{aligned}
 P &= 0,1991.M - 0,1059.T_e^{eb} + 72,3759 \\
 T^c &= 0,9056.M + 0,4815.T_e^{eb} + 179,7013 \\
 v^c &= 2,1506.M + 1,1434.T_e^{eb} - 1,1518 \\
 d^c &= 1,889.10^{-4}.M - 1,005.10^{-5}.T_e^{eb} + 0,8965 \\
 n &= 9,993.10^{-5}.M - 5,313.10^{-5}.T_e^{eb} + 1,510 \\
 H &= 0,2154.M - 0,1145.T_e^{eb} + 120,1306 \\
 C^v &= 0,2007.M + 0,1067.T_e^{eb} - 4,7023 \\
 H^p &= 5,5394.M + 2,9452.T_e^{eb} + 112,3784 \\
 T_s^c &= 3,208.10^{-3}.M + 1,706.10^{-3}.T_e^{eb} + 27,7928
 \end{aligned}$$

ISOPARAFFINES: Equations valables dans le domaine:28-145°C

$$P = 9,267.10^{-2}.M - 4,538.10^{-2}.T + 40,4275$$

$$T^c = 1,1068.M + 0,5419.T^{eb} + 96,3889$$

$$v^c = 2,1566.M + 1,0558.T^{eb} + 117,3793$$

$$d^c = 8,02.10^{-4}.M - 3,927.10^{-4}.T^{eb} + 0,5562$$

$$n = 4,349.10^{-4}.M + 2,129.10^{-4}.T^{eb} + 1,3192$$

$$H = 0,1175.M - 5,7504.10^{-2}.T^{eb} + 90,485$$

$$C^v = 0,1943.M + 9,5113.10^{-2}.T^{eb} + 11,4835$$

$$H_c^p = 5,5709.M + 8,059.10^{-2}.T^{eb} + 10,8543$$

TABLEAU N°5

Fract	Inter Temp.	Propriétés Méthode	P _c (atm)	T _c (°C)	d ₄ ²⁰	n _D ²⁰	TS dy-cm ⁻¹ (15°C)
11	82	Valeur expérim.	30,8	253	0,709	1,399	20,4
		par n.d.PA	32,7	267	0,716	1,402	19,1
		Ecart (%)	6,2	5,5	1	0,2	7,1
		par RIAZI DAUBERT	32,4	266	0,710	1,398	19,3
		Ecart (%)	5,2	5,1	0,1	0,1	5,6
16	102	Valeur expérim.	29,5	276	0,730	1,410	21,5
		par n.d.PA	30,7	289	0,730	1,410	19,84
		Ecart (%)	4,1	4,7	0	0	8,4
		par RIAZI DAUBERT	30,9	291	0,731	1,41	20,6
		Ecart (%)	4,75	0,7	0,1	0	4,4
28	150	Valeur expérim.	26,1	331	0,766	1,429	23,5
		par n.d.PA	24,9	344	0,759	1,427	21,2
		Ecart (%)	5	3,9	0,9	0,1	10,8
		par RIAZI DAUBERT	25,4	348	0,765	1,428	22,4
		Ecart (%)	2,8	5,1	0,1	0,04	5
37	186	Valeur expérim.	22,8	367	0,778	1,438	24,9
		par n.d.PA	19,71	383	0,775	1,437	21,1
		Ecart (%)	15,7	4,4	0,4	0,1	17,8
		par RIAZI DAUBERT	20	387	0,78	1,439	22,2
		Ecart (%)	14	5,4	0,6	0,1	12,1

* B I B L I O G R A P H I E *

- 1/ **WUITHIER P.**,
"Le pétrole, raffinage et génie-chimique",
Technip, Paris 1971.
- 2/ **CHITOUR S.E.**,
"Corrélation sur le pétrole brut et les fractions
pétrolières",
O.P.U, Alger 1983.
- 3/ **PROSKOURIAKOV V. et DRABKINE A.**,
"La chimie du pétrole et du gaz",
MIR, Moscou 1983.
- 4/ **MEDJOUB M.**,
"Projet de fin d'études (proposé par CHITOUR S.E)
E.N.P, Alger 1986.
- 5/ **WUITHIER P.**,
"La distillation",
Technip, Paris 1967.
- 6/ **PERRY R.H. et CHILTON C.H.**,
"Chemical Engineers Handbook",
Mc Graw-Hill, 4^{eme} édition,
New-York 1973.
- 7/ **AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (A.S.T.M)**,
"Physical constants of hydrocarbons C₁ to C₁₀",
Philadelphie 1971.

CONTRIBUTION A L'ETUDE ANALYTIQUE D'UN PETROLE BRUT ALGERIEN PAR DIVERSES METHODES ANALYTIQUES

CHITOUR S.E., YAICI W., et MOGHRANI H.

Laboratoire de Pétrochimie
Département de Génie-Chimique
Ecole Nationale Polytechnique

المخلص: يتعلق عملنا في دراسة بترول خام جزائري بتقنيات تجريبية عديدة.

في الأول تقطير من نوع قطائف عدة (48) وهذا تحت ضغط جوي شم ثمانية (8) قطائف ساهم في اعطاء
تحصلنا عليها تحت ضغط قدرة 40مم من الزئبق.

هذه القطائف حلت بعدة طرق تجريبية وسط. و تحليل كروماتوغرافي في تحليل قطائف (13) و (30) بعد ان استعملت لهم تبلور تقاطفي الاستخراج قطائف ثنائية اخرى.

الدراسة الكروماتوغرافية ساعدت في تعيين الهيدروكربونات الموجودة و هذا بطريقة استعملنا كوياتس هذا التعيين ساعد في تعديد الخواص للقطافة البترولية بحيث الاعداد الموجودة بعدة طرق تجريبية و عددية كانت متوافقة.

Résumé:

Notre travail se rapporte à l'étude d'un pétrole brut Algérien à l'aide de diverses techniques expérimentales. Tout d'abord une distillation T.B.P (true boiling point) qui nous a permis de recueillir 48 fractions à pression atmosphérique et 8 fractions à pression réduite (40mm de Hg).

Ces fractions pétrolières ont été analysées par différentes méthodes normalisées et une chromatographie en phase gazeuse (C.P.G) a été utilisée pour analyser deux fractions (13 et 30) qui ont préalablement subit une cristallisation fractionnée en plusieurs sous fractions.

L'étude par C.P.G a permis d'identifier la majorité des hydrocarbures (méthode de l'étalon interne et méthodes des indices de KOVATZ).

Cette identification a permis de reconstituer et calculer les propriétés physiques de la fraction pétrolière, l'accord est correcte entre les propriétés physiques obtenues par diverses méthodes (expérimentation, C.P.G et par l'utilisation de corrélations déduites par calcul numérique)

Abstract:

Our work refer to a study of an Algerian brut of Hassi-Messaoud with different experimental technics. At first a distillation T.B.P (true boiling point) which permit us to collect 48 fractions at atmospheric pressure and 8 fractions at reduced pressure (40mm Hg).

This petroleum fractions have been analysed by different standardized methods and a C.P.C chromatographic gas phase have been utilized to analyse two fractions (13 and 30) which been first subjected to cristallisation disjointed to several subfractions.

The study by G.P.C have permitted to identify the majority of hydrocarbons (method of internal standard and methods of the KOVATZ index).

This identification have permitted to reconstitute and calculate the physical properties of the petroleum fraction. The agreement is accurate between the physical properties obtained by different methods (experimentals, C.P.C and by correlations).

*** NOTATIONS ***

- C_P** : chaleur spécifique en cal.g⁻¹deg⁻¹.
- X C_A** : pourcentage en carbone aromatique.
- X C_N** : pourcentage en carbone naphténique.
- X C_P** : pourcentage en carbone paraffinique.
- d₄²⁰** : densité mesurée à 20°C par rapport à l'eau à 4°C.
- H_C** : chaleur de congélation en cal.
- H_V** : chaleur de vaporisation en cal.
- I** : facteur de caractérisation.
- KUOP** : facteur de caractérisation.
- M** : masse molaire en g.
- n_D²⁰,n** : indice de réfraction.
- P.C.S** : pouvoir calorifique supérieur en kcal.kg⁻¹.
- PA** : point d'aniline en °C.
- PE** : point d'éclair en °C.
- P_c** : pression critique en atm.
- T_c** : température critique en °C.
- TS** : tension superficielle en dyne.cm⁻¹.
- V** : viscosité cinématique mesurée à 100°F en centistokes.
- V_c** : volume critique en cm³.
- C.P.G** : chromatographie en phase gazeuse.

1. INTRODUCTION.

Le pétrole brut et les fractions pétrolières présentent une grande importance dans l'industrie chimique. Dans ce travail, nous nous sommes proposés de distiller un brut Algérien de Hassi-Messaoud et d'étudier les fractions pétrolières issues de cette distillation tant par les méthodes expérimentales classiques telles que la densité, l'indice de réfraction, la viscosité, le point d'aniline, la tension superficielle et le pouvoir calorifique que par les techniques élaborées comme la chromatographie en phase gazeuse et liquide et la spectroscopie infra-rouge. A partir des résultats fournis par ces méthodes, nous allons appliquer des corrélations élaborées pour obtenir des résultats théoriques et les comparer aux valeurs obtenues expérimentalement.

2. PARTIE EXPERIMENTALE.

2.1- Appareillage de distillation.

L'appareil utilisé pour la distillation est du type AUTODEST MODELE 800 "FISCHER". Il est constitué de deux parties essentielles. La partie 1 comprend la colonne de distillation (50 plateaux théoriques) avec le système bouilleur, condenseur et collecteur de fractionnement et la partie 2, l'ensemble enregistreur, balance et ordinateur.

2.2- Conditions opératoires.

Nous avons effectué deux distillations du brut selon le domaine d'ébullition des fractions: une distillation atmosphérique pour les fractions dont le point d'ébullition appartient au domaine (50 - 312°C) et une distillation sous

vide (40 torrs) pour les fractions appartenant au domaine (312° - 414°). La vitesse de chauffe est de l'ordre d'un degré celcius toutes les cinq minutes. Les fractions recueillies sont en général séparées d'un intervalle de 4°C pour la distillation atmosphérique et de 100°C pour la distillation sous vide.

L'analyse des fractions pétrolières a été effectuée selon plusieurs méthodes. Pour les propriétés accessibles expérimentalement, nous avons utilisé pour certaines les normes "AFNOR" suivantes:

Densité	- Norme "T66-007"
Point éclair	- Norme "M07-036"
Viscosité	- Norme "T60-100"
Teneur en eau	- Norme "NF T60-108"
Teneur en soufre	- Norme "NF 107-010"
Pression de vapeur Reid	- Norme "M07-007"
Résidu Conradon	- Norme "T60-116".

Pour les autres propriétés (indice de refraction, tension superficielle et pouvoir calorifique) nous avons utilisé un appareil adéquat pour la mesure de la propriété.

Une autre méthode d'analyse a été utilisée c'est la chromatographie en phase gazeuse. Cette méthode d'analyse a

été utilisée pour l'analyse des gaz issus du pétrole brut puis pour l'analyse des fractions "13" et "30" ainsi que leurs sous fractions issues de la cristallisation fractionnée. Les conditions optimales dans le cas des gaz sont:

Température de colonne 60°C, de l'injecteur 80°C, du détecteur 100°C.

La colonne utilisée est une SE 30 avec 3% en phase stationnaire, le chromatographe a un détecteur F.I.D. Pour les cas des fractions "13" et "30" nous donnons les conditions d'analyse dans le tableau suivant:

Fraction	"13"	"30"
Température de la colonne (°C)	80	150
Température de l'Injecteur (°C)	120	180
Température du détecteur (°C)	150	200

La colonne est toujours une SE 30 avec 3% en phase stationnaire également, une analyse par spectroscopie infra-rouge est réalisée pour la fraction "13" ainsi que pour quelques de ses sous fractions. Le spectromètre utilisé est du type 983 G Perkin-Elmer. Les longueurs d'onde d'absorption sont dans le domaine $4000 - 180\text{cm}^{-1}$.

3. RESULTATS.

3.1- Propriétés du pétrole brut:

Des analyses préliminaires ont été réalisées pour le

pétrole brut et nous avons obtenu les informations suivantes:

- Densité " d_4^{20} "	0,808
- Congélation (°C)	47
- Viscosité (Cst à 20°C)	3,720
- Pourcentage en soufre (%S)	0,04
- Teneur en eau (%V)	0,2
- Teneur en sédiments	0,15
- Tension de vapeur Reid (bars)	1,31
- Résidu Conradson (%)	0,59
- Pouvoirs calorifiques (cal/g)	11672

3.2- Distillation:

Deux distillations ont été effectuées (une atmosphérique et l'autre sous vide), comme nous l'avons indiqué auparavant. Les résultats sont donnés par la partie 2 de l'appareillage; nous les avons regroupés dans les figures (1) et (2).

3.3- Analyse des fractions issues de la distillation:

Toutes les fractions pétrolières ont été analysées par les normes précitées, nous donnons dans le tableau (1) quelques résultats de ces analyses.

3.4- Analyse des gaz par chromatographie en phase gazeuse

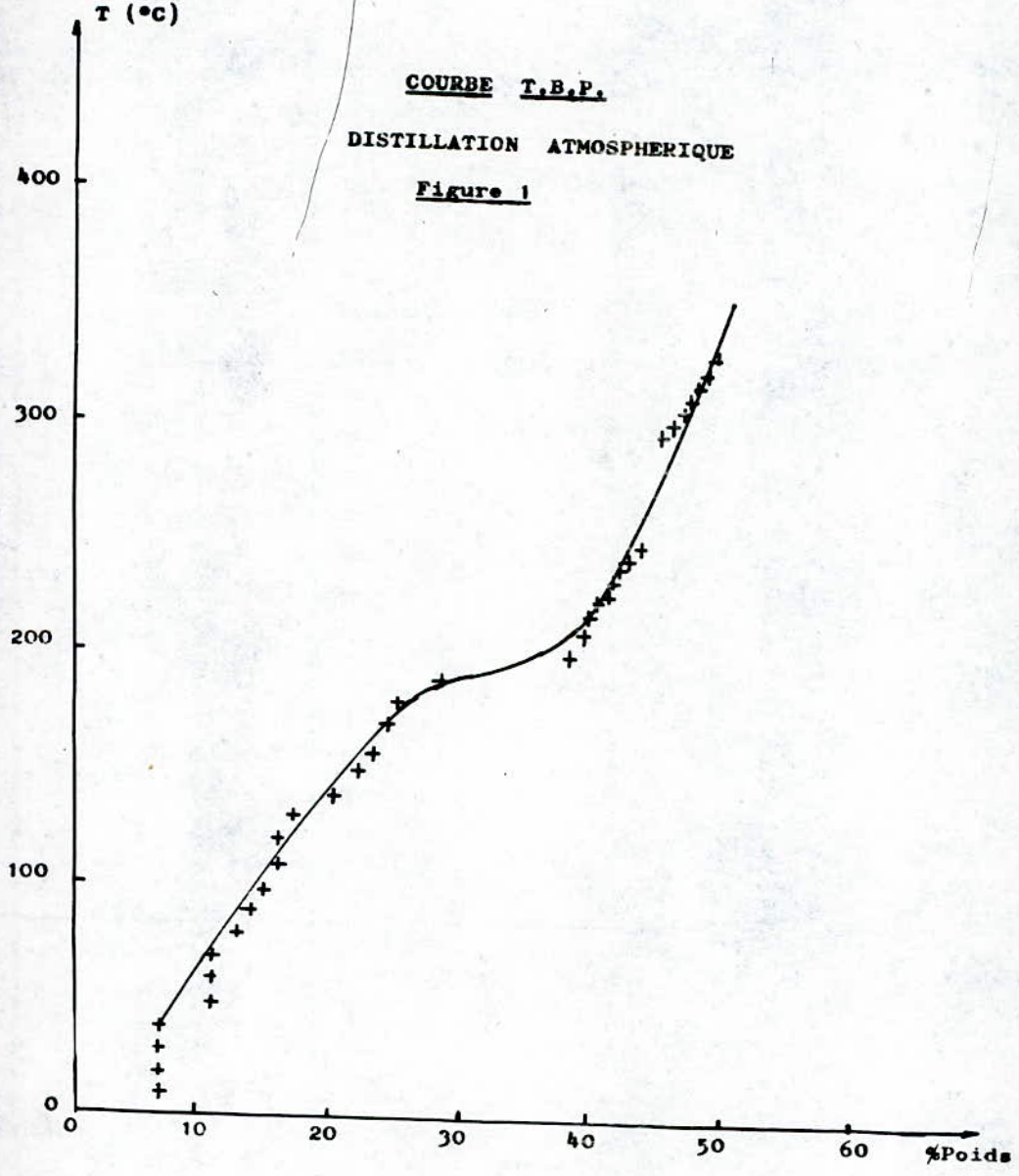
Les résultats de cette analyse maintient que les gaz issus de notre pétrole brut contiennent 82,83% de cyclobutane, 14,43% de méthyl cycle butane et 1,58% du 2 méthyl pentane, ces résultats ont été donnés par la méthode de KOVATZ: nous avons étalonné par des corps purs (hydrocarbures) liquides puis nous avons fait une extrapolation à l'état gazeux.

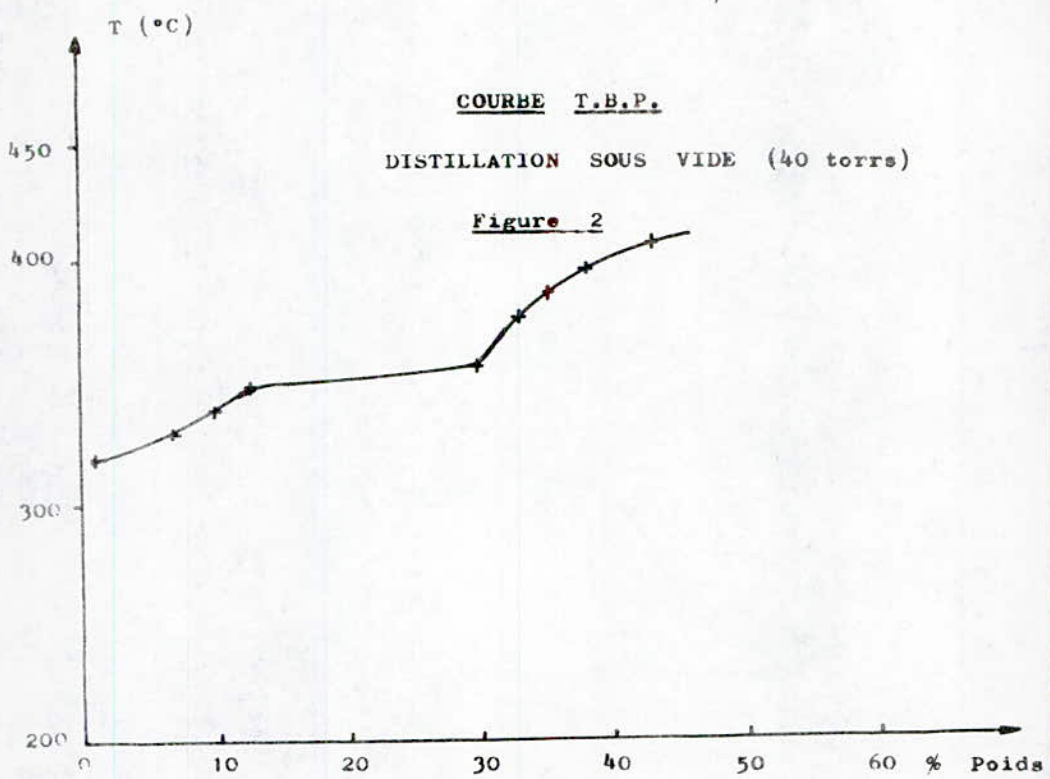
T (°C)

COURBE T.B.P.

DISTILLATION ATMOSPHERIQUE

Figure 1





3.5- Séparation par la technique de la cristallisation fractionnée:

Nous avons effectué cette technique pour les fractions "13" et "30". Chaque fraction est portée à la température de l'azote liquide. Après congélation complète, le tube contenant la fraction et garni d'un thermomètre est laissé à l'ambiante; des gouttes de liquide apparaissent, il y a recette au fur et à mesure.

Les sous fractions obtenues ont été analysées par chromatographie en phase gazeuse.

3.6- Analyse des fractions "13" et "30" par chromatographie en phase gazeuse:

Les résultats obtenus sont donnés par les tableaux 2 et 3, l'identification a été faite en utilisant la méthode de KOVATZ après avoir injecté des hydrocarbures étalons.

3.7- Analyse par spectroscopie de la fraction "13":

Les résultats de cette analyse confirment bien ceux obtenus par la chromatographie en phase gazeuse, nous donnons un exemple dans le cas de la région d'adsorption des aromatiques (tableau 4).

3.8- Analyse des fractions lourdes par chromatographie en phase liquide:

Nous avons tenté une analyse par chromatographie en phase liquide pour les fractions obtenues sous vide (40 tors). Nous n'avons pas pu identifier les composés par manque d'étalons, mais ce qui est intéressant c'est que les conditions optimales ont été déterminées:

- Appareil de chromatographie à détecteur UV visible,
- Colonne: partisol O.D.S (longueur 25cm, diamètre intérieur 0,46cm, taille des grains $10 \cdot 10^{-4}$ cm),

T A B L E A U 1

Résultats des analyses pour les fractions atmosphériques

N°	T(°C)	%Masse	n_D^{20}	d_4^{20}	PA(°C)	V(Cst)	P.C.S (kcal/kg)	P (atm)	T (°C)
4	62/66	11,3	1,387	0,677	60,5	-	-	31,0	232
9	82/86	12,8	1,398	0,693	60,0	19,5	0,65	29,0	252
8	98/102	11,6	1,399	0,711	60,5	19,3	0,75	28,0	272
6	106/146	33,8	1,404	0,721	58,0	19,2	0,78	15511	-
4	178/182	25,7	1,415	0,789	59,5	23,2	0,93	24,5	362
0	202/206	105/5	1,425	0,790	58,0	24,6	1,13	12442	22,5
7	230/234	12,2	1,446	0,799	-	-	-	19,2	410
0	242/246	18,8	1,453	0,808	75	28,3	-	15197	18,6
4	292/296	24,4	1,471	0,830	70	30,1	6,053	15,5	465
6	300/304	2,8	1,474	0,835	-	-	6,875	15	472
8	308/312	5,9	1,475	0,837	82	28,4	7,652	14,6	480

**Résultats des analyses effectuées pour les fractions
obtenues sous vide.**

N°	T(°C)	%Masse	d_4^{20}	TS (dyn/cm)	V (cst)	PE (°C)	PA (°C)	P.C.S (kcal/kg)
2	324/336	72,0	0,847	39,0	12,93	85,6	86	11321
4	347/358	29,0	0,858	30,0	18,0	90	82	11398
6	369/381	29,0	0,070	-	28,53	101	88	-
8	403/414	51,0	0,885	-	-	109	97	26768

T A B L E A U 2
C.P.G. Fraction 13

t (mn)	f.mère (g)	Sf1* -80°C	Sf2* -28°C	Famille
1,29	0	0,073	1,519	iso P
1,56	6,137	0,267	0,005	iso P
1,67	2,551	0	0	N
1,77	10,569	1,945	1,111	nP
2,07	8,428	0,735	0,134	iso P
2,47	8,764	3,879	0,477	iso P
2,57	4,222	3,693	2,02	iso P
2,92	11,631	11,935	7,632	nP
3,45	5,859	6,671	4,705	iso P
3,79	0,665	0,808	0,99	N
3,94	0,297	0,860	0,396	N
4,29	6,102	14,196	8,702	iso P
4,49	1,739	0	0	N
4,77	1,646	2,773	2,77	iso P
5,23	6,56	11,729	13,183	nP
6,69	4,026	7,889	9,45	N
7,93	5,057	9,827	12,029	iso P
8,39	1,808	3,557	4,537	A
9,36	1,78	3,824	3,127	A
10,07	5,061	9,856	12,571	nP
10,69	0,188	0,816	1,058	N
11,53	0,289	1,275	1,585	iso P
12,56	0,943	2,749	3,504	iso P
13,45	0,177	0,872	1,099	iso P
14,22	0,062	0,779	0,977	A
15,22	0	1,519	1,813	A

TABLEAU 3

C.P.G. Fraction (30)

t _r (mn)	f.mère (g)	sf1* -71°C	sf2* -69°C	sf3* -68°C	sf4* -66°C	sf5* -65°C	sf6* -42°C	sf7* -40°C	Famille
7	4,448	0,001	0	0	0,003	0,132	0,004	0,035	nP
5	12,873	0,068	0,331	1,472	4,733	1,343	0,058	2,729	N
3	11,835	1,18	1,734	5,865	8,095	5,113	0,615	2,572	A
2	12,556	2,54	3,075	6,64	10,096	5,464	1,943	2,747	iso P
3	0	1,146	1,391	2,634	3,244	4,055	1,240	0	N
9	10,368	0,003	8,61	1,54	11,724	10,855	6,496	2,661	A
5	7,991	8,869	9,125	0,459	9,474	9,211	8,552	2,528	n P
7	2,305	3,585	3,677	3,397	2,948	4,139	4,466	0	iso P
5	0	0	0	0	0	2,506	0	0	iso P
6	7,158	10,77	11,063	0,4	9,994	9,049	10,93	8,243	iso P
6	6,531	12,347	12,443	0,641	8,901	9,448	12,91	10,556	nP
2	2,986	5,524	5,509	4,562	3,901	1,561	5,749	5,241	N
4	3,851	7,852	8,048	6,255	5,125	5,963	8,158	9,594	N
8	4,535	8,754	8,826	7,652	6,213	9,02	8,814	12,081	A
1	0	1,176	1,302	0	0	0	1,536	1,099	A
8	1,065	2,255	2,197	1,744	1,384	1,396	2,31	3,238	A
2	2,898	6,379	6,306	4,735	3,909	4,875	0,768	9,594	A
8	2,104	4,993	4,997	3,650	2,579	4,239	5,184	7,996	A
4	1,056	2,368	2,26	1,650	1,244	1,591	2,528	3,55	iso P
9	1,060	2,248	2,088	1,498	1,346	1,623	2,372	3,10	
8	0,967	2,151	1,898	1,408	1,298	1,352	2,281	2,751	N
7	0,182	2,846	2,584	1,893	1,687	2,067	2,968	3,981	N
8	0,65	2,085	0,669	0,515	0,659	0,468	1,139	0,818	n P
4	0	0,383	0,114	0	0,212	0	0,425	0	A
8	0,116	0,234	0,049	0,034	0,217	0	0,356	0	N
9	0,595	1,304	1,085	1,085	0,830	0,834	1,367	1,674	A
0	0,273	0,303	0,243	0,276	0,276	0,176	0,397	0,405	-
0	0	0	0,036	0,036	0	0,036	0	0	-
0	0,019	0,08	0,085	0,085	0,012	0,098	0,017	0,024	n P

f : Fraction
 sf: Sous fraction
 tr: temps de rétention
 * : % poids

A: aromatique
 N: naphthérique
 isoP: isoparaffine
 nP: normale paraffine

RESULTATS DONNES PAR LA SPECTROSCOPIE INFRA-ROUGE

T A B L E A U 4

Les fractions (1) et (2) pré-citées ont été utilisées pour estimer les pourcentages en famille respectives.

cm ⁻¹	Fractions mère (% Poids)	Fractions (-80°C) (% Poids)	Fractions (60°C) (% Poids)	Fraction (-41°C) (% Poids)	Formule
608/ 1609	4,81	5,60	5,50	5,36	$\frac{\% T}{\sum \%T}$
608/ 1609	2,40	3,48	3,32	3,19	$\frac{100 - \%T}{\sum(100-\%T)}$

∴ 1600 cm⁻¹ : domaine des aromatiques

- Le solvant adéquat donnant une phase homogène avec les fractions est le n-octane (on fait dissoudre 1ml de la fraction dans 20ml de solvant).

3.9- Séparation du pétrole brut par cristallisation fractionnée:

Nous avons tenté une séparation du pétrole brut par la méthode de la cristallisation fractionnée qui, néanmoins était délicate en raison de la complexité de la composition du pétrole. Nous avons réalisé une distillation A.S.T.M pour les fractions obtenues dans le but d'étudier l'allure de la température d'ébullition en fonction du pourcentage en volume, nous avons remarqué un changement de densité pour chaque fraction ainsi qu'un changement d'allure pour sa courbe A.S.T.M. Nous donnons ici les résultats dans le cas de changement de densité:

Point de congélation moyen (°C)	Densité d_{4}^{20}
- 29'	0,794
- 35	0,805
- 38	0,811
- 32	0,807
- 41	0,818

3.10- Calcul des propriétés à l'aide des corrélations:

Des corrélations ont été proposées dans un précédent travail (4), nous avons tenté de les appliquer en utilisant les propriétés moyennes de chaque famille d'hydrocarbures (paraffines, naphthènes, aromatiques et isoparaffines). Nous citons ici quelques unes de ces propriétés:

- Les paraffines: équations valables dans le domaine 35-175°C

$$\begin{aligned} P_c &= 0,0925.M - 0,04557.T_{eb} + 40,8337 \\ T_c &= 1,0940.M + 0,5390.T_{eb} + 102,9808 \\ d_{420} &= 7,785.10^{-4}.M + 3,835.10^{-4}.T_{eb} + 0,5613 \\ n_D &= 4,062.10^{-4}.M + 2,009.10^{-4}.T_{eb} + 1,3235 \\ H_v &= -0,1429.M - 0,0704.T_{eb} + 97,1884 \end{aligned}$$

- Les naphtènes: équations valables dans le domaine 50-185°C

$$\begin{aligned} P_c &= -0,1485.M - 0,0822.T_{eb} + 59,3355 \\ T_c &= 1,0171.M + 0,563.T_{eb} + 149,3604 \\ n_{420} &= 1,336.10^{-4}.M + 0,739.10^{-4}.T_{eb} + 1,4063 \\ d_{420} &= 11,887.10^{-4}.M + 1,0446.10^{-4}.T_{eb} + 0,7496 \\ H_v &= -0,1994.M - 0,1194.T_{eb} + 120,7674 \\ TS &= 1,747.10^{-2}.M + 9,767.10^{-3}.T_{eb} + 27,12907 \end{aligned}$$

- Les isoparaffines: équations valables dans le domaine 28-145°C).

$$\begin{aligned} P_c &= -9,267.10^{-2}.M - 4,538.10^{-2}.T_{eb} + 40,4275 \\ d_{420} &= 8,02.10^{-4}.M + 3,927.10^{-4}.T_{eb} + 0,5562 \\ n_D &= 4,349.10^{-4}.M + 2,129.10^{-4}.T_{eb} + 1,3792 \\ H_v &= 0,1975.M + 5,7504.10^{-2}.T_{eb} + 90,485 \end{aligned}$$

- Les aromatiques: équations valables dans le domaine 80-185°C:

$$\begin{aligned} P_c &= 0,1991.M - 0,1059.T_{eb} + 72,3759 \\ T_c &= 0,9056.M - 0,4815.T_{eb} + 179,7013 \\ n_{420} &= 1,889.10^{-4}.M - 1,005.10^{-4}.T_{eb} - 0,8965 \\ n_D &= 9,993.10^{-5}.M - 5,313.10^{-5}.T_{eb} + 1,510 \\ H_v &= -0,2154.M - 0,1145.T_{eb} + 120,1306 \\ TS &= 3,208.10^{-3}.M + 1,706.10^{-3}.T_{eb} + 27,7928 \end{aligned}$$

3.11- Etude comparative des résultats:

Les résultats donnés par les corrélations précitées ont été comparées aux résultats obtenus expérimentalement d'une part, et à ceux obtenus par détermination des propriétés moyennes des composés par la méthode de KOVATZ, d'autre part. Le tableau 5 regroupe ces résultats.

4. DISCUSSION.

Nous avons analysé pratiquement toutes les fractions par différentes normes, nous remarquons que certaines propriétés n'ont pas d'allure définies comme la tension superficielle et le pouvoir calorifique, cela est dû aux différences de pourcentages entre familles respectives dans les fractions. Dans le cas de séparation par congélation et analyse par C.P.G et par spectroscopie infra-rouge, nous avons choisi les fractions (13) et (30) qui recouvrent en principe le domaine de la distillation des fractions légères (de telle façon à appliquer par la suite des corrélations proposées dans la référence 4. Nous remarquons que pour un composé donné, son pourcentage en poids augmente quand on s'approche de son point de congélation et diminue quand on s'en éloigne.

5. CONCLUSION.

Notre travail a consisté en l'analyse du pétrole brut par différentes méthodes analytiques aussi un protocole opératoire permettant des manipulations a été mis au point. Successivement par distillation, une soixantaine de fractions ont été obtenues et analysées par différentes méthodes classiques (densité, indice de réfraction, point

d'aniline et viscosité) d'autres propriétés intéressantes ont été obtenues telles que les pouvoirs calorifiques et les tensions superficielles. L'application des méthodes empiriques ont révélé une proportion importante en paraffines. De plus la distillation à pression atmosphérique (70% de distillat) et le résidu sous vide (40 tors) qui est de l'ordre de 17%, confirment la légèreté du pétrole brut. Une méthode nouvelle a été mise en oeuvre: la cristallisation fractionnée. Une fraction peut être séparée en plusieurs sous fractions et en partant d'un point de congélation expérimental, on peut sélectionner un ou plusieurs composés dans la fraction par leurs pourcentage en poids. La chromatographie en phase gazeuse a été utilisée; cette méthode nous a permis d'analyser les fractions mères (13) et (30) et celles issues de la cristallisation fractionnée. La méthode des indices de KOVATZ nous a permis de repérer les hydrocarbures, plusieurs étalons de référence ont été injectés. La spectroscopie infra-rouge a été utilisée et a permis de confirmer qualitativement et globalement l'abondance des familles respectives. Les fractions obtenues sous vide ont été analysées par la chromatographie en phase liquide mais l'identification n'a pas été réalisée par manque d'étalons. Une troisième partie a été consacrée aux vérifications des corrélations calculées dans un précédent travail pour les fractions pétrolières obtenues et ces valeurs ont aussi été comparées à celles obtenues par chromatographie en phase gazeuse; l'accord est satisfaisant pour la majorité des propriétés.

ETUDE COMPARATIVE DES RESULTATS

T A B L E A U 5

Propriété	Valeur Exp	Valeur cal. Réf(4)	Valeur cal. (Kovatz)	Ecart(*) exp/cal (%)	Ecart(**) exp/cal (%)	Ecart cal.1/ cal.2 (%)
M	105,5	-	101,2	-	4,10	-
T _{eb}	100	-	100,6	-	0,60	-
d ₄ ²⁰	0,711	0,697	0,709	1,97	0,30	1,70
n _D ²⁰	1,399	1,393	1,381	0,43	0,90	0,90
p _c (atm)	28,0	28,01	27,8	0,36	0,70	1,10
T _c (°C)	272	248,1	267,5	8,80	1,70	7,10
V _c (cal/g)	75,91	75,24	78,28	0,04	3,92	3,80
TS (dyn/cm)	19,3	21,1	20,65	8,43	6,54	2,13

* - Calcul 1: Corrélation: réf.(4)

* - Calcul 2: Propriétés moyennes déduites après
l'identification par la méthode de KOVATZ

* - Cette propriété a été déterminée à l'aide de la
corrélation de Ridel.Ref.(2).

* B I B L I O G R A P H I E *

- 1/ **WUITHIER P.**,
"Le pétrole, raffinage et génie-chimique",
Ed. Technip, T1, 1972.

- 2/ **CHITOUR S.E.**,
"Corrélations sur le pétrole brut et les fractions
pétrolières",
Ed. O.P.U., Alger 1983.

- 3/ **BERRAH Y.**,
Projet de fin d'études (proposé par CHITOUR S.E.),
E.N.P., Alger 1985.

- 4/ **MEDJOUB M.**,
Projet de fin d'études (proposé par CHITOUR S.E.),
E.N.P., Alger 1986.

- 5/ **PROSKOURJAKOV V. et DRABKINE A.**,
"La chimie du pétrole et du gaz",
Ed. Moscou, 1981.

- 6/ **ALLINGER C., DE LONGH J., et LEBEL S.**,
"Chimie organique, structure des molécules",
Ed. Paris, 1984.

- 7/ **American Society for Testing and Materials Physical
Constants of Hydrocarbures C₁ to C₁₀**,
Ed. Philadelphia, 1971.

- 8/ **SILVERSTEIN et BESSLER**,
"Spectrometric identification of organic compounds",
Ed. New-York, 1967.

**SUR UN RESEAU FERME DE FILES D'ATTENTE MODELISANT
LE FONCTIONNEMENT D'UN SYSTEME INFORMATIQUE EN
REGIME DE MULTIPROGRAMMATION**

A. AISSANI
Institut de Mathématiques
Université d'Annaba

المخلص: ليكون نموذج مغلقة لطويير انتظار، مكونة من خدمين من الممكن ان يتعطلأ من العمل بطريقة عشوائية مما يسبب القطاعات في العمل. هذا النمذ 7 من الشبكات بإمكانه ان يكون نموذج لنظام اعلام الالى مكون مركزية و وحدة دخول و خروج. و هذا نحصول على الدالة الموالدة التوزيع (الارفوديكي) مستقر لعدد الزبائن في الشبكة و ذلك بعض الخواص مثل (طول الطوابير، مدة الاجابة، ...) التي تسمح بقياس نتيجة النظام.

Résumé:

Il est considéré un modèle de réseau fermé de files d'attente constitué de deux serveurs sujets à des pannes aléatoires.

Ce type de réseau peut modéliser un système informatique constitué d'une unité centrale et d'une unité entrée-sortie. Il est obtenu ici la fonction génératrice de la distribution ergodique stationnaire du nombre de clients dans le réseau, ainsi que quelques caractéristiques moyennes (tailles des files, temps de réponse, ...) qui permettent d'évaluer la performance du système.

Abstract:

A tandem closed queuing network is considered when the servers are subject to random breakdowns. This type of network can be taken as a model for a computer system with a central processing unit and an input-output device. In this paper we obtain the generating function of the ergodic stationary distribution of the number of customers in the system and certain expected characteristics (queue size, response time) which can be used to evaluate the performance of the system.

1. INTRODUCTION.

La théorie des réseaux de files d'attente (RFA) s'est révélée un outil mathématique adéquat pour modéliser le fonctionnement de nombreux systèmes complexes: réseau de service hospitalier [13] , réseau informatique de transmission de données [5, 14, 18, 24, 25] , système automatique de contrôle à structure hiérarchique [8]... La première étude rigoureuse des RFA remonte à l'ouvrage de Jackson R.R.P. (1954) [15] qui montre que la densité conjointe de probabilité des files dans un réseau exponentiel ouvert constitué de deux serveurs en tandem, s'exprime sous forme du produit des distributions marginales des files du réseau. Cette propriété remarquable est une conséquence du théorème de Burke [4, 7] selon lequel les dates des départs des clients d'un système Markovien M/M/m sous la discipline FIFO (First in-First out) forment un processus homogène de Poisson. La formule-produit est généralisée plus tard par Jackson J.R. [16, 17] au cas d'un réseau exponentiel constitué d'un nombre arbitraire de noeuds. En 1967 Gordon et Newell [11] ont publié une description du modèle fermé de réseau Markovien (i.e. dans lequel circule un nombre constant N de clients) constitué d'un nombre arbitraire de noeuds. En procédant à l'analyse

asymptotique (lorsque $N \rightarrow \infty$) les auteurs mettent en évidence l'existence d'un "goulet d'étranglement" où s'accumule une infinité de clients, alors que dans les autres noeuds, les files sont de taille finie. Le "goulet d'étranglement" joue alors le rôle d'une source de requêtes pour le réseau engendré par les noeuds de file finie: la formule-produit reste valable et elle est l'analogue du théorème de Jackson. Dans un contexte plus général, on montre la validité de la formule-produit pour les réseaux dont la fonction de répartition (f.r.) de la durée de service admet une transformée de Laplace-Stieltjes rationnelle (loi de Cox) [23]. De tels réseaux à formule-produit sont dits séparables.

La séparabilité résulte de la possibilité de décomposer le système d'équations d'équilibre global en un système d'équations d'équilibre local [4, 10, 14]. Cette approche est similaire à la méthode des étapes d'Erlang [4]. Aujourd'hui, la classe des réseaux que l'on sait résoudre est très réduite et ne permet pas d'étudier les réseaux quelconques. On fait appel pour cela à diverses techniques: méthodes de diffusion, numériques, itératives ou d'isolation [10]. L'inconvénient de ces méthodes (à l'exception des techniques de diffusion) et qu'elles tentent d'exploiter

l'hypothèse d'appartenance à la classe des réseaux à formule-produit, hypothèse que les réseaux non fiables ne satisfont pas. Une nouvelle approche basée sur les réseaux de Pétri Stochastiques est très utilisée aujourd'hui à cause des packages relativement complets existants pour les réseaux à formule-produit [27, 28] .

Les résultats de Jackson et Gordon sont résumés dans les "oubliettes" jusqu'en 1971 où Moore [22] (voir aussi [24]) montre que les réseaux peuvent modéliser le fonctionnement des systèmes informatiques à plusieurs ressources. En particulier, les réseaux fermés modélisent de manière adéquate le fonctionnement des systèmes informatiques en régime de multiprogrammation. Cette technique d'utilisation des ordinateurs permet souvent d'exploiter plus efficacement les ressources que lors du traitement habituel par paquet [18]. Dans cet article, nous considérons un réseau fermé constitué de deux sous systèmes (nœuds) de type M/M/1. Ce type de réseau peut modéliser un système informatique constitué d'une unité centrale (CPU) et d'une unité entrée-sortie (fig.1).

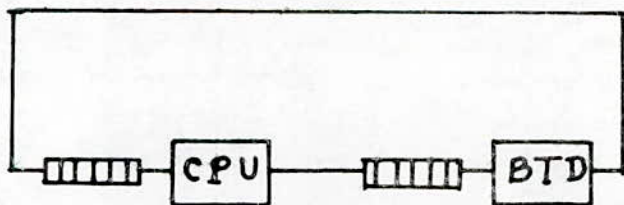


Fig.1 Modèle cyclique de réseau fermé

Pour ce réseau exponentiel fermé, la solution est donnée par le théorème de Gordon-Newell (lorsque les serveurs sont absolument fiables). Dans le modèle de Lewis-Shedler [9] la durée de service est exponentielle dans le premier noeud et arbitraire dans le second: le problème est alors résolu en utilisant une approche assez complexe basée sur les modèles de processus semi-Markoviens [4]. Dans le modèle de Gaver-Shedler, cette difficulté est éludée en faisant appel aux techniques de diffusion. Dans [21] il est obtenu des intervalles de confiance pour le coefficient d'utilisation du processeur dans un tel réseau.

La classe des réseaux que l'on sait résoudre aujourd'hui ne permet pas de prendre en considération certains phénomènes de panne ou de blocage dus à la non fiabilité des ressources (blocage ou altération de l'exécution des programmes, résultats des opérations entachés d'erreurs, temps d'exécution excèdent une valeur limite spécifiée...).

L'origine de la panne peut être présente dès le début de la vie opérationnelle du système: il s'agit alors d'un défaut de conception matériel ou logiciel. La panne peut aussi survenir accidentellement au cours de la vie opérationnelle du système: il s'agit d'une imperfection physique du matériel qui peut être due à des pannes permanentes des composants ou à des mauvais fonctionnements intermittents des composants (pannes transitoires): ils peuvent avoir des causes internes au système (séquencement critique des circuits, tolérances trop faibles, capacités parasites, mauvaises connexions, vieillissement et fatigue des organes mécaniques...) ou externes (perturbations provenant de l'environnement).

L'influence des phénomènes de pannes sur la sûreté des

systèmes informatiques est discutée de manière détaillée dans la monographie de l'AFCEC [26] .

Dans ce papier, il est considéré une classe particulière de réseaux fermés binodaux: les réseaux exponentiels non fiables. Notons qu'aucun des modèles cités ci-dessus ne peut être utilisé à cause de la non fiabilité des serveurs.

L'hypothèse d'exponentialité permet d'obtenir une série de résultats analytiques exacts pour les caractéristiques du réseau (tailles des files, temps de réponse,...) qui serviront à l'évaluation de la performance du système. Ce modèle a déjà été étudié dans [2] où il est proposé une méthode simple de calcul de la distribution de probabilité des états du réseau, basée sur l'analyse du graphe des transitions du processus aléatoires associé. Il est obtenu ici la fonction génératrice de la distribution ergodique stationnaire des tailles des files dans chaque noeud du réseau. La méthode présentée permet d'obtenir des formules explicites pour les premiers moments de cette distribution. D'autre part, la distribution peut être obtenue à partir de ces résultats en utilisant le théorème des valeurs intermédiaires.

2. FORMULATION MATHÉMATIQUE DU PROBLÈME.

Considérons le modèle de multiprogrammation de Gaver-Shedler (fig.1). C'est un réseau fermé de files d'attente pour lequel le processeur central (CPU) et le bloc de transmission de données (BTD) sont représentées par des serveurs exponentiels sujets à des pannes aléatoires. Le BTD sert de modèle à tout périphérique assurant le stockage des données (par exemple, un tambour, un disque, une bande). On

suppose que le réseau contient N programmes (travaux) qui sont traités de manière cyclique par le CPU puis dans le LTD selon la discipline FIFO (First in - first out).

Soit f_i la durée de vie du i-ème serveur (temps jusqu'à la première panne). Dans ce qui suit par panne, nous entendrons l'occurrence anormale d'un évènement (perturbation, faute) qui entraîne un blocage ou une altération du traitement des programmes et qui nécessite l'intervention d'une équipe de maintenance. On appelle temps de réparation ou temps hors service τ_i l'intervalle de temps écoulé entre la manifestation d'une panne et la remise en service de la i-ème ressource S_i .

Nous admettrons que les dates des pannes de la ressource S_i forment un processus homogène de Poisson de taux $\theta_i > 0$ et que le temps de réparation est une variable aléatoire de loi exponentielle de paramètre v_i i.e.

$$D_i(t) = P(f_i < t) = 1 - e^{-\theta_i t}$$

$$R_i(t) = P(\tau_i < t) = 1 - e^{-v_i t}$$

Soit

$$x_i(t) = \begin{cases} 1 & \text{si à la date } t \text{ la ressource } S_i \text{ est en panne} \\ 0 & \text{sinon} \end{cases}$$

et $y_i(t)$ le nombre de requêtes (programmes) qui se trouvent à la date T dans la i-ème file.

Supposons qu'à la date T la ressource S_i termine le traitement d'une certaine requête. Si à cette date la ressource S_j est disponible ($x_j(t) = 0$, $y_j(t) = 0$) alors le traitement de la requête débute immédiatement à l'instant T + 0 et sa durée τ_j est une variable aléatoire de loi

exponentielle de paramètre $\mu_j > 0$, $j = 1, 2$. Dans le cas contraire la requête rejoint la file-FIFO et sa durée d'attente n'est pas limitée. Toutes les variables aléatoires définies ci-dessus sont supposées indépendantes entre elles. En ce qui concerne les pannes qui se produisent alors que la ressource est active, nous distinguerons les cas suivants [1-4] :

- pannes conservatrices. Après la réparation, le service reprend là où il a été interrompu.
- pannes non conservatrices. La partie de service acquise avant la panne est détruite. Le service doit être repris à zéro.

3. EQUATIONS D'EQUILIBRE GLOBAL.

La dynamique d'évolution du système peut être décrite par le processus aléatoire suivant :

$$z(t) = (x_1(t), x_2(t), y_1(t), y_2(t))$$

qui est défini sur l'espace des phases :

$$\Omega = \{0, 1\} \otimes \{0, 1\} \otimes \{0, 1, \dots, N\}^2$$

Notons cependant que les deux dernières composantes du vecteur-aléatoire $z(t)$ sont linéairement dépendantes. En effet, pour tout $t \geq t_0$ ($=0$), $y_1(t) + y_2(t) = N$. Ceci nous amène à considérer le processus

$$z_0(t) = (x_1(t), x_2(t), y_1(t))$$

défini sur $\Omega_0 = \{0, 1\} \otimes \{0, 1\} \otimes \{0, 1, \dots, N\}$ et qui en vertu de la remarque précédente décrit entièrement le comportement du réseau. Il est aisé de vérifier que $z_0(t)$ est un processus homogène de Markov défini sur Ω_0 . D'autre part, puisque $\text{card } \Omega_0 < \infty$ alors $z_0(t)$ est transitif i.e. pour tout couple $(a, b) \in \Omega_0^2$, pour tout $T > 0$ il existe $t > 0$

tel que la probabilité conditionnelle $p(z_0(T+t)=a/z_0(T)=b) > 0$
 En vertu du théorème de Markov [4], ce processus admet une
 distribution ergodique de probabilité qui est stationnaire.

On montre aisément que les probabilités stationnaires:

$$p_{ij}(m) = \lim_{t \rightarrow \infty} P(x_1(t)=i, x_2(t)=j, y_1(t)=m)$$

sont solutions du système linéaire d'équations algébriques:

$$(v_1 + v_2)p_{11}(m) = \theta_1 p_{01}(m) + \theta_2 p_{10}(m) \quad (1)$$

$$(u_1 c_{0m} + u_2 c_{mN} + \theta_1 + \theta_2) v_1 p_{10}(m) + v_2 p_{01}(m) + u_1 c_{mn} p_{00}(m+1) + u_2 c_{0m} p_{00}(m-1) \quad (2)$$

$$(u_2 c_{mN} + v_1 + \theta_2) p_{10}(m) = \theta_1 p_{00}(m) + v_2 p_{11}(m) + u_2 c_{0m} p_{10}(m-1) \quad (3)$$

$$(u_1 c_{0m} + v_2 + \theta_1) p_{01}(m) = \theta_2 p_{00}(m) + v_1 p_{11}(m) + u_1 c_{mN} p_{01}(m+1) \quad (4)$$

où $c_{nm} = 0$ si $n \neq m$, $c_{nm} = 1$ si $n = m$ (fig.2)

4. FONCTION GENERATRICE.

Soit la fonction

$$Q_{ij}(z) = \sum_{m=0}^N z^m p_{ij}(m)$$

qui converge au moins dans le disque $|z| < 1$. Alors, du
 système d'équations (1)-(4) nous obtenons:

$$(v_1 + v_2)Q_{11}(z) = \theta_2 Q_{10}(z) + \theta_1 Q_{01}(z) \quad (5)$$

$$(\theta_1 + \theta_2 + u_1(1 - 1/z) + (1-z))Q_{00}(z) = v_1 Q_{10}(z) + v_2 Q_{01}(z) + u_1(1 - 1/z)p_{00}(0) + u_2(1-z)z^N p_{00}(N) \quad (6)$$

$$(v_1 + \theta_2 + u_2(1-z))Q_{10}(z) = \theta_1 Q_{00}(z) + v_2 Q_{11}(z) + u_2(1-z)z^N p_{10}(N) \quad (7)$$

$$(v_2 + \theta_1 + u_1(1 - 1/z))Q_{01}(z) = \theta_2 Q_{00}(z) + v_1 Q_{11}(z) + u_1(1 - 1/z)p_{01}(0) \quad (8)$$

Substituant (5) dans (6) - (8) et résolvant le système ainsi
 obtenu, nous en déduisons les fonctions génératrices
 partielles:

$$Q_{ij}(z) = N_{ij}(z) / (-a_1 z^3 + b_1 z^2 - b_2 z + a_2)$$

$$a_{kl} = u_k^2 (u_1 + v_k q_k)$$

$$b_{kl} = u_k v_k (u_k q_1 + (v_1 + \theta_1)(q_k + q_1 - 1) + u_k u_1 (u_1 + 2u_k + \theta_k + \theta_1 + v_k q_1 + v_1 q_k))$$

$$q_k = 1 + \theta_k / (v_1 + v_2)$$

Les fonctions $N_{ij}(z)$ s'obtiennent sous la forme:

$$\begin{aligned}
 N_{00}(z) &= u_1 u_2 (u_1 t_1 - u_2 t_2 z^{N+1})(1-z^2) + v_1 v_2 V(z) + \\
 &\quad + (1-z)(B_{12} t_1 + B_{21} t_2 z^{N+2} - u_1 u_2 (A_{12} + A_{21} z^N) z) \\
 N_{10}(z) &= u_1 u_2 s_2 z^N (u_1 - u_2 z)(1-z)^2 + v_2 \theta_1 V(z) + \\
 &\quad + (1-z)(C_{12} + B_{21} s_2 z^{N+1} - u_1 u_2 (s_2 v_2 (q_2 - 1) + z^{N D_{12}})) \\
 N_{01}(z) &= u_1 u_2 (u_1 s_1 - u_2 s_2)(1-z)^2 + v_1 \theta_2 V(z) + \\
 &\quad + (1-z)(C_{21} + B_{12} s_1 - u_1 u_2 v_1 (q_2 - 1) z^N + D_{21}) \\
 \text{où } V(z) &= (q_1 + q_2 - 1)(u_2 (t_2 + s_2) z^{N+2} - u_1 (t_1 + s_1) z)
 \end{aligned}$$

$$A_{kl} = v_{12} (s_k + t_k q_k)$$

$$B_{kl} = u_{k2} v_k q_1 t_k$$

$$C_{kl} = u_{k2} v_k (t_k + v_1 s_k (v_k + v_1)^{-1})$$

$$D_{kl} = \theta_k (s_1 + t_1) + s_1 (\theta_1 + v_1 + v_1 (q_{k-1}))$$

$$s_1 = p_{01}(0); t_1 = p_{00}(0); s_2 = p_{10}(N); t_2 = p_{00}(N)$$

Le système d'équations sera entièrement résolu si nous déterminons les probabilités inconnues s_k, t_k ($k=1, 2$) qui interviennent dans les expressions cherchées.

Lemme 1. Le polynôme $D(z) = -a_{21} z^3 + b_{21} z^2 - b_{12} z + a_{12}$ admet trois racines réelles positives. L'une d'entre elles au moins (z_0) est contenue dans le disque $|z| < 1$.

Preuve. Il suffit pour cela d'appliquer la procédure de Sturm [20] en tenant compte du fait que les quantités a_{kl} et b_{kl} sont strictement positives.

Puisque les fonctions $Q_{ij}(z)$ sont analytiques dans le disque $|z| < 1$ alors les zéros du dénominateur sont aussi des zéros du numérateur. C'est pourquoi nous disposons de trois équations:

$$N_{ij}(z_0) = 0, \quad (i, j) \neq (1, 1) \quad (9)$$

pour la détermination des probabilités cherchées. Afin de trouver la quatrième et dernière équation, additionnons les équations (5)-(8) membre à membre:

$$u_1(1-1/z)(Q_{00}(z)+Q_{01}(z))+u_2(1-z)(Q_{00}(z)+Q_{10}(z))= \\ =u_1(1-1/z)(s_1+t_1)+u_2(1-z)z^N(s_2+t_2)$$

En divisant les deux membres de l'équation ainsi obtenue par $1-z$ et en posant $z=1$, nous obtenons la relation suivante:

$$s_2+t_2=(1+g_2)^{-1}-u_1u^{-1}((1+g_1)^{-1}-(s_1+t_1)) \quad (10) \\ g_k=\theta_k/v_k, \quad k=1,2$$

Cette relation est obtenue en tenant compte du fait que la probabilité pour qu'il y ait i serveurs en panne dans le système S_1 et j serveurs en panne dans S_2 vaut [1]:

$$Q_{ij}(1)=g_1^i g_2^j / (1+g_1)(1+g_2)$$

Notons que S_2+t_2 est la probabilité pour que la ressource S_2 soit disponible (libre et en bon état). D'autre part $(1+g_2)^{-1}$ est la probabilité pour que le LTD soit en bon état. Par conséquent, le second terme de la partie droite de (10) représente la probabilité pour que le LTD soit en bon état et actif. Les équations (9) et (10) permettent de déterminer les inconnues s_k et t_k . Par conséquent la fonction génératrice de la distribution du nombre requêtes dans la file du CPU est entièrement définie et vaut:

$$Q(z)=D^{-1}(z) \left[N_{00}(z) + \left(1 + \frac{\theta_1}{v_1+v_2}\right) N_{01}(z) + \left(1 + \frac{\theta_2}{v_1+v_2}\right) N_{10}(z) \right] \quad (11)$$

5. CARACTERISTIQUES MOYENNES.

La formule (11) permet d'obtenir la distribution de probabilité de la taille des files dans le réseau si $q_k(m)$ désigne la probabilité pour qu'il y ait m requêtes dans la k -ième file ($k=1,2$) i.e. $q_k(m)=\lim_{t \rightarrow \infty} p(y_k(t)=m)$, alors:

$$q_1(m)=q_2(N-m)=\frac{1}{k!} \left[\frac{d^k Q(z)}{dz^k} \right]_{z=0}$$

L'application de cette formule est liée à de volumineux calculs et c'est pourquoi en pratique on adoptera une méthode plus simple basée sur l'analyse du graphe de $z(t)$ [1]. Cependant la méthode des fonctions génératrices permet d'obtenir rapidement les tailles moyennes des files ainsi qu'une série de caractéristiques que l'on pourra utiliser pour évaluer la performance du réseau.

5.1- Taille moyenne des files:

En vertu de (11), le nombre moyen de requêtes dans la file du CPU vaut:

$$T_1 = Q'(1) = q_{00} + (1 + \theta_1 / (v_1 + v_2)) q_{01} + (1 + \theta_2 / (v_1 + v_2)) q_{10}$$

avec

$$q_{k1} = (M_{k1} - E \frac{g_1 g_2}{(1+g_1)(1+g_2)}) (q_1 + q_2 - 1)^{-1} (u_2 v_2 (v_1 + \theta_1) - u_1 v_1 (v_2 + \theta_2))^{-1}$$

$$E = u_1 u_2 (\theta_1 + \theta_2) + u_1 v_1 (v_2 + \theta_2) (q_1 + q_2 - 1) + (u_2 - u_1) (u_1 v_1 q_2 - u_2 v_2 q_1)$$

$$M_{00} = v_1 v_2 v_0 + (u_1 u_2 (A_{12} + A_{21}) - (B_{12} t_1 + B_{21} t_2))$$

$$M_{10} = v_2 \theta_1 v_0 + (u_1 u_2 (s_2 v_2 (q_2 - 1) + D_{12}) - (C_{12} + B_{21} s_2))$$

$$M_{01} = v_1 \theta_2 v_0 + (u_1 u_2 v_1 (q_2 - 1) + D_{21}) - (C_{21} + B_{12} s_1)$$

$$v_0 = (q_1 + q_2 - 1) (u_2 (t_2 + s_2) (N+2) - u_1 (t_1 + s_1))$$

Le nombre moyen de requête dans l'unité BTD vaut alors $T_2 = N - T_1$. De la même manière, nous pouvons obtenir la variance du nombre de requêtes dans le CPU à partir de la relation suivante:

$$\sigma_1^2 = Q''(1) + T_1 (1 - T_1)$$

5.2- Durée moyenne de traitement de la requête:

Définissons la durée de traitement d_k du programme dans la k-ième ressource comme étant la durée de l'intervalle de temps qui s'écoule entre l'instant de début de service jusqu'à l'instant où la requête quitte

définitivement la ressource, son traitement ayant pris fin.

Lemme 2. Dans le cas de pannes conservatrices, la transformée de Laplace-Stieltjes de la distribution de la variable aléatoire d_k vaut:

$$g_k(s) = E(e^{-sd_k}) = u_k(s+v_k) / (s_2 + (u_k + v_k + \theta_k)s + u_k v_k) \quad (12)$$

Preuve. Soit e_k la durée nécessaire au service de la requête. Il est aisé de voir que si durant le temps e_k il y a eu M pannes alors [1]:

$$d_k = e_k + \sum_{j=0}^M r_{kj}$$

où r_{kj} est la durée de réparation nécessaire pour éliminer la j -ème panne. Si on fixe M et e_k alors:

$$E(e^{-sd_k/e_k, M}) = e^{-se_k} E(e^{-s \sum_{j=0}^M r_{kj}})$$

Puisque les v.a. r_{kj} sont indépendantes et de même loi alors:

$$E(e^{-sd_k/e_k, M}) = e^{-se_k} \prod_{j=0}^M E(e^{-sr_{kj}}) = e^{-se_k} (v_k / (s+v_k))^M$$

Par hypothèse, le processus des pannes est poissonien et c'est pourquoi:

$$E(e^{-sd_k/e_k}) = e^{-se_k} \sum_{M=0}^{\infty} \frac{(\theta_k e_k)^M}{M!} e^{-\theta_k e_k} \left(\frac{v_k}{s+v_k} \right)^M =$$

$$= \exp(-se_k - \theta_k e_k (1 - v_k / (s+v_k)))$$

Par la suite en éliminant la condition sur e_k :

$$g_k(s) = \int_0^{\omega} \exp(-sx + 0_k x (v_k(s+v_k)^{-1}) d(1-e^{-u_k x})$$

D'ici nous obtenons l'expression (12).

Lemma 3. Dans le cas de pannes non conservatrices, la

fonction $g_k(s)$ s'obtient aussi sous la forme (12).

La démonstration est analogue à la précédente en tenant compte du fait que cette fois-ci:

$$d_k = e_k + \sum_{j=0}^M e'_{kj} + \sum_{j=0}^M r_{kj}$$

où e'_{kj} est la durée potentielle de service qui précède la j -ième panne.

5.3- temps moyen de réponse:

Cette caractéristique importante des systèmes informatiques n'est pas définie de manière universelle par les différents auteurs [24]. Nous introduisons ici la notion de durée de séjour v_k de la requête dans la k -ième ressource qui permettra d'exprimer le temps de réponse selon le point de vue adopté. Si on admet par exemple que le temps de réponse t_r est la durée du cycle alors:

$$t_r = v_1 + v_2$$

Il est évident que la durée de séjour est la somme de la durée de traitement d_k et de la durée d'attente dans la file w_k .

La variable w_k s'exprime sous la forme:

$$w_k = \begin{cases} 0 & \text{si le serveur est disponible} \\ f_k + m d_k & \text{si le serveur est en panne et} \\ & \text{m requêtes se trouvent dans la} \\ & \text{file.} \\ h_k + (m-1) d_k & \text{si le serveur est en bon état} \\ & \text{et m requêtes se trouvent dans} \\ & \text{le système.} \end{cases}$$

où f_k est la durée restante de réparation de la ressource et h_k la durée restante de traitement de la requête en cours à la date d'arrivée de la requête considérée. En prenant l'expression mathématique de cette v.a. nous obtenons:

$$\bar{w}_1 = \sum_{m=0}^N (\bar{f}_1 + m\bar{d}_1)(p_{10}^{(m)} + p_{11}^{(m)}) + \sum_{m=0}^N (\bar{h}_1 + (m-1)\bar{d}_1)(p_{00}^{(m)} + p_{01}^{(m)}) \quad (13)$$

En vertu de la propriété d'absence de mémoire de la loi exponentielle, $\bar{f}_1 = 1/v_1$. D'autre part, de [4] il résulte que la transformée de Laplace-Stieltjes de la f.r. de la durée restante de traitement de la requête dans le CPU vaut:

$$E(e^{-sh_1}) = (1 - g_1(s)) / s\bar{d}_1 \quad (14)$$

Par suite,

$$\bar{h}_1 = \gamma_{12} / 2\bar{d}_1 \quad \text{avec} \quad \gamma_{12} = E(d_1^2) =$$

En tenant compte de (13) et de (14) nous obtenons enfin:

$$\bar{w}_1 = (g_1/v_1 + \theta_1) + \bar{d}_1 T_1 + (\bar{h}_1 - \bar{d}_1) ((1 + g_1)^{-1} - (s_1 + t_1)).$$

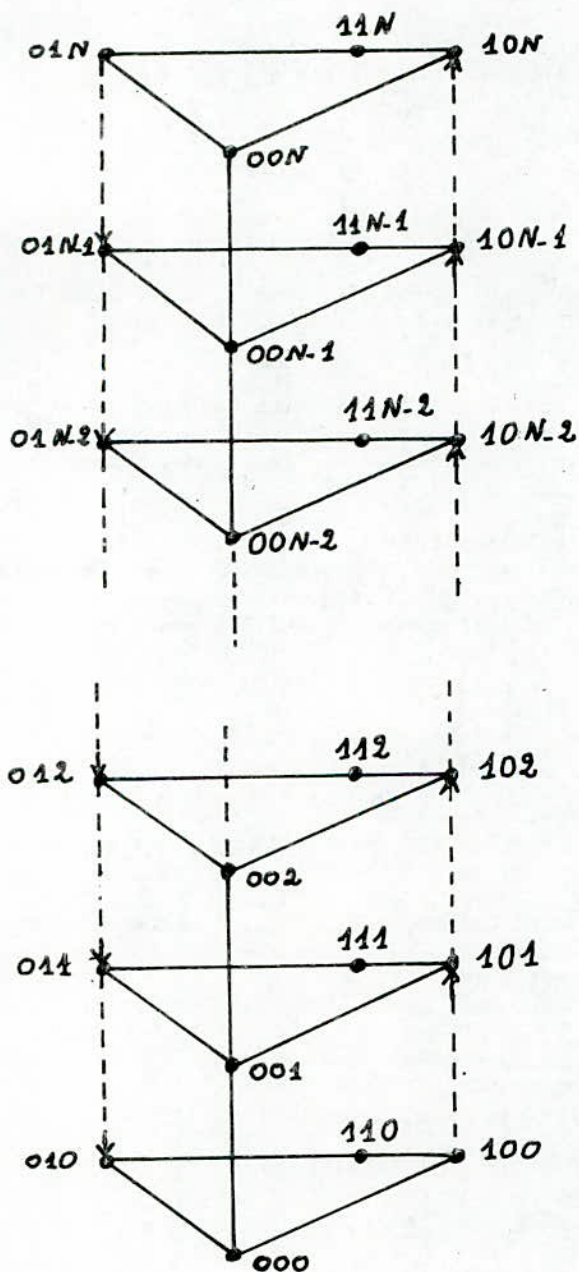


Fig.2: Graphe des transitions du processus $Z(t)$
 (le trait plein reliant deux sommets signifie que la transition est possible dans les deux

* B I B L I O G R A P H I E *

- 1/ **A. AISSANI**,
"Les systèmes de files d'attente à serveurs uniques non fiables".
Vistnik Biel. Univ. Seria N°1. "Phys., Mat., Makh."
BelINIINTI N°641 Be D-83, pp.1-131, Minsk, 1983.

- 2/ **A. AISSANI**,
"Sur la distribution de probabilité des états d'un réseau binodal avec serveurs non fiables".
Vistnik Biel. Univ. Seria N°1. "Phys., Mat., Mekh."
BeINIINTI N°756 Be D-83, Minsk, 1983.

- 3/ **A. AISSANI, D. AISSANI**,
"Fiabilité des systèmes et systèmes de files d'attente non fiables. U.E.R. Mathématique-informatique".
Centre de documentation de l'E.N.I.T.A. pp.1-90,
Bordj El-Bahri, 1986.

- 4/ **A. AISSANI, D. AISSANI**,
"Méthodes mathématiques d'analyse des phénomènes d'attente". (à paraître).

- 5/ **G.T. ARTAMONOV, O.M. BREKHOV**,
"Modèles stochastiques du fonctionnement des ordinateurs"
Energuia. Mascou, 1978.

- 6/ **F. BASKETT, K.M. CHANDY, R.R. MUNTZ, F. PALACIOS-GOMEZ**,
"Open, closed, mixed networks of queues with different classes of customers".
J. of the Assoc. Comp. Mach., 22, 248-260, 1975.

- 7/ **R.V. CONWAY, V.L. MAXWELL, L.B. MILLER**,
"The theory of sheduling".
Addison-Wesley, Reading, Massachussets, 1967.

- 8/ **A.A. DENISSOV, D.N. KOTESNIKOV**,
"Théorie des systèmes complexes de gestion".
Ed. Energoizdat, Leningrad, 1982.

- 9/ **D.P. GAVER, G.S. SHEDLER**,
"Approximate models for processor utilization in multiprogrammation computer system".
SIAM journal on computing, 2, 183-192, 1973.

- 10/ **E. GELENBE & C^{ie}**,
 "Réseaux de files d'attente. Modélisation et traitement numérique".
 Ed. Hommes et techniques, 1980.
- 11/ **W.J. GORDON, G.F. NEWELL**,
 "Closed quuing systems with exponential servers"
 operat.res., 15,254-265, 1967.
- 12/ **B. HALASCHMI, W.R. FRANTA**,
 "A closed cyclic, two-stage multiprogrammed system model and its diffusion approximation solution, proceedings of the second annual ACM sigmetrics symposium on measurement and evaluation".
 Montréal, Canada, sept-30-Oct-2, 54-64, 1974.
- 13/ **J.C. HERSHEY, E.N. WEISS, M.A. COHEN**,
 "A stochastic service network model with application to hospital facilities".
 Vol.29, 1981.
- 14/ **V.A. IVNITSKI**,
 "Réseaux de files d'attente et leurs applications aux systèmes informatiques".
 Zarubjnaia radioelektronika, N°7, 1977.
- 15/ **R.R.P. JACKSON**,
 "Queuing with phase type service"
 Operat.res.2, 109-120, 1954.
- 16/ **J.R. JACKSON**,
 "Networks of waiting lines".
 Op.res.5, 518-521, 1957.
- 17/ **J.R. JACKSON**,
 "Jobshop-like queuing systems"
 management science, 10, N°1, 131-142, 1963.
- 18/ **L. KLEINROCK**,
 "Queuing systems"
 Vol.2, computer applications. Wiley-interscience, 1976.
- 19/ **A.G. KONHEIM, M. REISER**,
 "A queuing model with finite waiting room and blocking".
 J. of ACM, 23, N°2, 328-341, 1976.

- 20/ **A. KUROSH**,
 "Cours d'algèbre supérieure"
 Ed. Mir, Moscou, 1973.
- 21/ **S.S. LAVENBERG, G.S. SHEDLER**,
 "Derivation of confidence intervals of work rate
 estimators in a closed queuing network".
 SIAM J. on computing, V.4, N°2, 108-124, 1975.
- 22/ **C.G. MOORE, III**,
 "Network models for large-scale time-sharing systems"
 tech.rep. N°71-1, dep.of indust.eng., univ. of Michigan
 Ann. Arbor, Michingan, 1971.
- 23/ **C.L. SAMELSON, W.G. BULGREN**,
 "A note on product-form solution for queuing networks
 with Poisson arrival and general service-time
 distribution with finite means".
 J. ACM, V.29, N°3, 830-840, 1982.
- 24/ **M. SCHWARTZ**,
 "Computer communication networks"
 Design and analysis. Prentice-hall, New-York, 1981.
- 25/ **K.C. SEVCIK**,
 "Queuing networks and their computer system application"
 An introduction survey. Determination and stoch.shed.
 proc. NATO adv. study and res. inst. theor. appr. shed.
 probl., Durham july 6-17, 1981. Dordrecht e.a., Ed.
 Dempster et al., 211, 1982.
- 26/ Sûreté de fonctionnement des systèmes informatiques, par
 le groupe de travail de l'AF CET "sécurité et
 disponibilité des systèmes informatiques"
 Ed. Hommes et techniques, 1980.
- 27/ **FDIDA S, PUJOLLE G, MAILLES D**,
 "Réseaux de files d'attente avec sémaphores"
 Rapport MASI N°96, 1986.
- 28/ **GIANFRANCO B & C^{ie}**,
 "Combining queuing network and generalized stochastic
 petrinets models for the analysis of some software
 blocking phenomena"
 I E E E Trans. on Soft. Eng. S-E12, N°4, 1986.

Achévé d'imprimer sur les presses
 de l'OFFICE DES PUBLICATIONS
 UNIVERSITAIRES

1, Place Centrale de Ben Aknoun (Alger)

